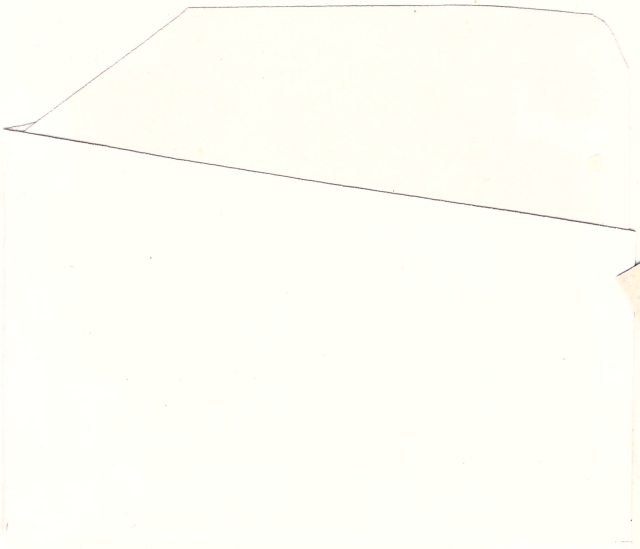
В. Г. ПЛОТИЦЫН

НАЛАДКА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКОВ

В.Г. ПЛОТИЦЫН НАЛАДКА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКОВ



621.91

В. Г. ПЛОТИЦЫН

НАЛАДКА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКОВ

Издание 2-е,
дополненное и переработанное

894

Казанский институт повышения квалификации кадров

ЛЕНИНГРАД
„МАШИНОСТРОЕНИЕ“
ЛЕНИНГРАДСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ
1976

6П4.64
П39
УДК 621.914

Рецензент канд. техн. наук *Г. Ю. Барит*

Плотицын В. Г.

П39 Наладка фрезерных станков. Изд. 2-е, доп. и перераб. Л., «Машиностроение» (Ленингр. отд-ние), 1975.

224 с. с ил.

В книге рассмотрены основные вопросы фрезерования, составляющие сложный комплекс расчетов этого вида обработки, включая точность фрезерных операций. Для возможности решения некоторых задач по производительности фрезерных работ приводятся расчеты оптимальных элементов режима резания. Даются также расчеты координат установки фрез при прорезании разнообразных канавок и построение профиля копиров.

Второе издание дополнено материалами по расчету усилия зажима при креплении обрабатываемых заготовок в приспособлениях.

Книга рассчитана на инженерно-технических работников машиностроительных предприятий. Она может быть также полезна студентам вузов и техникумов соответствующих специальностей.

П $\frac{31304—117}{038\ (01)—76}$ 117—76 **6П4.64**

© **Издательство «Машиностроение», 1976 г.**

ПРЕДИСЛОВИЕ

Одной из наиболее существенных особенностей развития технологии машиностроения, призванной играть важную роль в техническом вооружении народного хозяйства СССР, является использование научных проблем, направленных на повышение производительности труда, механизацию, автоматизацию производства и научную организацию труда (НОТ).

Это положение можно отнести и к методам обработки заготовок фрезерованием, занимающим ведущее место среди прочих видов технологических процессов изготовления продукции производства. Известно, что количество фрезерных станков в составе парка производственного оборудования машиностроительного завода составляет в среднем 15—18%, что свидетельствует о значительном объеме работ, выполняемых фрезерованием.

Добиться оптимальных показателей производительности труда при фрезеровании можно только при правильном выборе элементов режима резания и скоростей вспомогательных приемов операции, т. е. правильной наладки станка, а равно и быстрой и качественной наладки технологической оснастки. Широкое использование фрезерования объясняется еще и тем, что, пожалуй, ни один способ обработки не оснащен таким обилием различных видов и конструкций режущего инструмента.

Все это вместе взятое предопределяет широкую возможность использования научных положений, находящих свое воплощение в обилии расчетов для наладок фрезерных станков.

Второе издание (первое вышло в 1969 г. под названием «Расчеты настроек и наладок фрезерных станков») отличается от предшествующего тем, что введена новая глава «Расчет зажимных устройств фрезерных приспособлений», что расширило содержание книги. Кроме того, значительно дополнен новыми данными раздел о погрешностях обработки.

ГЛАВА I

ПОГРЕШНОСТИ ОБРАБОТКИ НА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ

1. ВИДЫ ПОГРЕШНОСТЕЙ И ИХ СУММИРОВАНИЕ

Обработка заготовок на фрезерных станках должна обеспечить получение формы и размеров в пределах допускаемых отклонений, указанных в рабочих чертежах или в технических условиях. Погрешности формы, величина которых практически очень мала, вписываются в пределы отклонений размеров заготовки.

Погрешности, как известно, могут состоять из постоянных систематических погрешностей, которые в пределах выполняемых партий заготовок практически не изменяются или изменяются очень незначительно. Сюда относятся погрешности, связанные с геометрической неточностью работы станка $\Delta_{ст}$ и его наладкой $\Delta_{н}$.

Ко второй категории относятся так называемые переменные систематические погрешности, закономерность изменения которых с определенной точностью может быть установлена заранее. К ним относятся погрешности формы и размеров заготовок, вызванные износом режущего инструмента $\Delta_{и}$, а также погрешность, обусловленная нагревом элементов технологической системы (станок — приспособление — инструмент — заготовка) $\Delta_{т}$.

И, наконец, на точность форм и размеров заготовок влияют случайные погрешности, которые возникают под действием большого количества переменных факторов и закономерность появления которых, как правило, методом аналитического расчета установлена быть не может. К ним относятся погрешности, вызываемые неоднородностью свойств материала исходной заготовки, колебание величины припуска, изменение формы заготовки под действием упругих деформаций вследствие возрастания или уменьшения сил резания и т. д. Изучение этих погрешностей ведется по методу математической статистики, основанной на теории вероятностей, и в зависимости от объема производства, вида погрешностей и ряда других факторов. Распределение ошибок может принимать различный вид, соответствующий закону нормального распределения (закон Гаусса), закону равной вероятности и закону треугольника (закон Симпсона) (табл. 1), а также композиций этих законов.

Общая погрешность Δ по смыслу вопроса не должна превосходить величину допуска δ, т. е.

$$\Delta \leqslant \delta, \tag{1}$$

а если вопрос идет о промежуточном технологическом допуске $\delta_{техн}$, то

$$\Delta \leqslant \delta_{техн}. \tag{2}$$

Суммирование составляющих величин погрешностей в зависимости от категории, к которой они относятся, производится поразному. Постоянные погрешности суммируются арифметически, в то время как погрешности случайные — по методу квадратного корня.

Если вся партия деталей выполнена на одном и том же станке при постоянной наладке, то $\Delta_{ст}$ и $\Delta_н$, т. е. погрешности, вызванные непосредственно станком, и погрешность наладки окажутся в категории постоянных систематических погрешностей, а общая погрешность Δ будет

$$\Delta = \Delta_{ст} + \Delta_н + t\sqrt{\lambda_1'\Delta_у^2 + \lambda_2'\Delta_{уп}^2 + \lambda_3'\Delta_и^2 + \lambda_4'\Delta_т^2}, \tag{3}$$

где t — коэффициент брака, характеризующий процент выхода заготовок за пределы допуска; $\Delta_у$ — погрешность установки заготовки; $\Delta_{уп}$ — погрешность, вызванная в результате упругих деформаций звеньев технологической системы под влиянием непостоянства сил резания; $\Delta_и$ — погрешность, вызванная износом режущего инструмента; $\Delta_т$ — погрешность, обусловленная тепловыми деформациями заготовки; λ_1', λ_2', λ_3', λ_4' — коэффициенты относительного рассеяния, характеризующие закон распределения размеров.

Для закона нормального распределения $\lambda_i' = 1/9$, для закона равной вероятности $\lambda_i' = 1/3$ и для закона треугольника $\lambda_i' = 1/6$.

Распределение величин погрешностей $\Delta_у$ и $\Delta_{уп}$ близко к нормальному, а потому $\lambda_1' = \lambda_2' = 1/9$. Распределение величины $\Delta_и$ подчинено закону равной вероятности ($\lambda_3' = 1/3$) и для погрешности $\Delta_т$, которая мало изучена, можно также принять $\lambda_4' = 1/3$. Тогда при $t = 3$ процент риска будет соответствовать 0,27

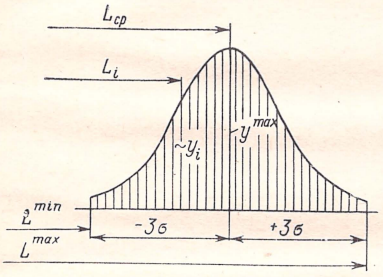
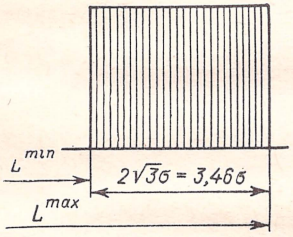
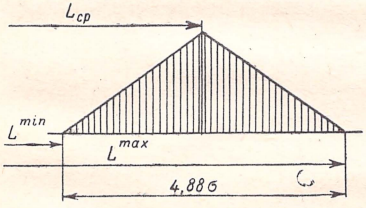
$$\Delta = \Delta_{ст} + \Delta_н + \sqrt{\Delta_у^2 + \Delta_{уп}^2 + 3(\Delta_и^2 + \Delta_т^2)}. \tag{4}$$

Если же обработка партии заготовок выполняется на нескольких фрезерных станках и при нескольких их наладках, то погрешности $\Delta_{ст}$ и $\Delta_н$ переходят в категорию случайных величин, и выражение суммарной погрешности при условии, что $\Delta_{ст}$ и $\Delta_н$ в своем распределении подчиняются нормальному закону, будет иметь вид

$$\Delta = \sqrt{\Delta_{ст}^2 + \Delta_н^2 + \Delta_у^2 + \Delta_{уп}^2 + 3(\Delta_и^2 + \Delta_т^2)} \tag{5}$$

Таблица 1

Основные законы рассеяния случайных величин

Схема	Сущность и применение законов
	**Закон нормального распределения** Ордината y представляет собой количество заготовок, имеющих размер L_i и определяется выражением $$y_i = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{\frac{-(L-L_{cp})^2}{2\sigma^2}},$$ где σ — среднее квадратическое отклонение от L_{cp}. $y^{max} = yL_{cp} = \frac{0,4}{\sigma}$. Поле рассеяния размеров равно 6σ. Закон применяется для размеров, выполняемых по 3а—7 классам точности *.
	**Закон равной вероятности** Это распределение имеет место в случае, если на размер обрабатываемой поверхности оказывает влияние систематическая равномерно возрастающая погрешность, например, износ инструмента. Закон применим для размеров 1-го класса точности *. Поле рассеяния размеров равно $3,46\sigma$.
	**Закон треугольника** Это распределение имеет место при резко выраженной фазе начального размерного износа режущего инструмента и увеличения силы резания к концу периода стойкости инструмента. Закон применяется для обработки заготовок по 2, 3 и 3а-му классам точности *. Поле рассеяния размеров равно $4,88\sigma$.

* По рекомендации А. А. Маталина [21].

и, наконец, если обработка выполняется на одном фрезерном станке, но для выполнения партии заготовок приходится несколько раз менять инструмент и затем производить повторные наладки, то

$$\Delta = \Delta_{ст} + \sqrt{\Delta_н^2 + \Delta_у^2 + \Delta_{уп}^2 + 3\left(\Delta_и^2 + \Delta_т^2\right)}. \qquad (6)$$

Методика определения точности обработки с использованием математической статистики подробно изложена в литературе [5, 17, 21, 30, 31 и др.]

Ниже приводятся экспериментальные данные и методы расчета элементов погрешностей при фрезеровании.

2. РАСЧЕТ ПОГРЕШНОСТЕЙ БАЗИРОВАНИЯ ЗАГОТОВКИ

Известно, что при совмещении измерительной и установочной поверхностей погрешность базирования (погрешность установки) заготовки $\Delta_у = 0$. Если же такого совмещения не имеется, то $\Delta_у \neq 0$ и точность базирования будет зависеть от точности расположения измерительной поверхности относительно установочной.

Ниже на ряде типовых случаев базирования заготовок при фрезеровании показаны расчеты погрешностей их установок.

I. Заготовка установлена на шести точках *I*—*VI* (рис. 1, *а*). Три точки *I*, *II* и *III* расположены на опорной поверхности $Б_{оп}$, от которой отсчитывают размер H_2 — высоту расположения фрезеруемого уступа. Так как установочная и измерительная поверхности совпадают, $\Delta_{\delta A} = 0$[1].

По точкам *IV* и *V* производится базирование заготовки в направляющей плоскости $Б_н$ и так как расположение уступа определяется размером *B* от этой плоскости, то здесь также $\Delta_{\delta B} = 0$.

Погрешность базирования при выполнении размера *A* от упорной поверхности $Б_{уп}$ по тем же соображениям $\Delta_{\delta A} = 0$.

Если в качестве измерительной поверхности берется не установочная плоскость, картина в отношении точности меняется. Так, если высота фрезеруемого уступа задана от поверхности *И* (рис. 1, *б*), которая не совпадает с опорной поверхностью $Б_{оп}$, используемой в качестве установочной, то точность установочного размера H_3 высоты уступа определяется точностью расположения измерительной поверхности *И* относительно установочной $Б_{оп}$. Можно было бы, конечно, при обработке каждой отдельной заготовки производить установку фрезы от поверхности *И*, что и делается при работе по методу пробных проходов, но на это требуется больше времени, чем на установку фрезы от опорной поверхности для обработки партии заготовок при наладке станка.

[1] Здесь и в дальнейшем индексы при Δ показывают их отношение к установочным поверхностям или размерам заготовки и, таким образом, их можно считать погрешностями установки.

В общем случае, если установка заготовки произведена по плоской опорной поверхности и при этом установочная и измерительная поверхности не совмещены, погрешность базирования $\Delta_у$ равна допуску размера заготовки A_1, связывающему их.

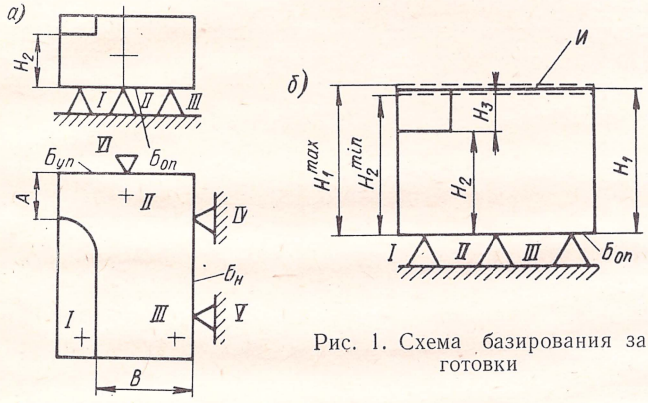


Рис. 1. Схема базирования заготовки

II. На рис. 2 изображена заготовка, у которой фрезеруют торец *III* так, чтобы был обеспечен размер *a* от торца *II*. Последний, до этого обработанный, расположен на расстоянии *b* от оси отверстия *O*. В свою очередь, ось отверстия *O* расположена на расстоянии *c* от плоскости *I*, при обработке которой от плоскости *IV* выдерживается размер *e*. Таким образом, размер *a* можно рассматривать как замыкающий в цепи размеров *b*, *c*, *e* и *A*. Размер *A* в данном случае является наладочным, поскольку плоскость *IV* выбрана как установочная поверхность. Торец *II* при данной наладке играет роль измерительной поверхности, точность расположения которой определяется погрешностями всех размеров, входящих в размерную цепь, а потому

$$\Delta a = \Delta b + \Delta c + \Delta e + \Delta A,$$

где Δa, Δb, Δc, Δe и ΔA — погрешности размеров.

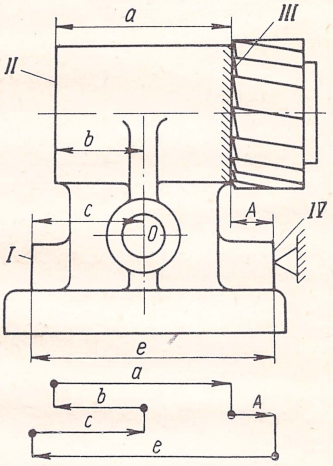


Рис. 2. Схема базирования заготовки по плоскостям

Можно считать, что в пределах одной наладки $A = \text{const}$, следовательно, $\Delta A = 0$. Тогда

$$\Delta_у = \Delta a = \Delta b + \Delta c + \Delta e. \qquad (7)$$

III. Погрешности базирования не всегда зависят от линейных размеров. В практике встречаются случаи, когда величина

погрешности установки заготовки определяется угловыми параметрами расположения базирующих поверхностей. Такой случай изображен на рис. 3. Здесь измерительной базой является боковая плоскость заготовки, по отношению к которой задается положение фрезеруемой канавки (размер A).

Если установочная опора расположена на расстоянии M от верхней поверхности, то при изменении угла α в пределах от $\alpha + \Delta\alpha$ до $\alpha - \Delta\alpha$ размер A будет колебаться у партии заготовок в пределах от $A^{max} = A + \Delta A$ до $A^{min} = A - \Delta A$.

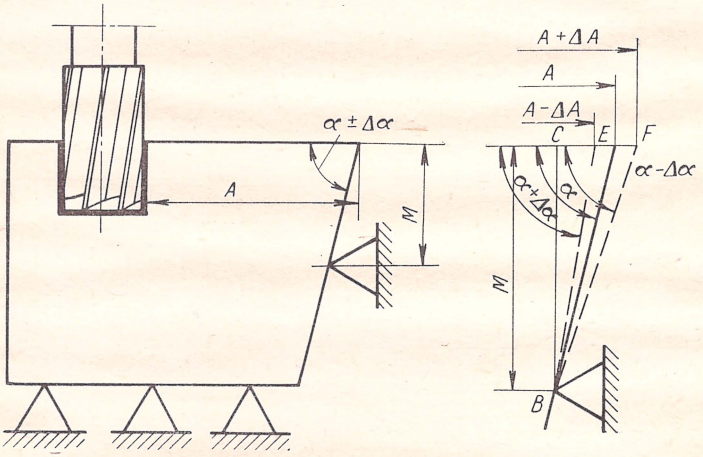


Рис. 3. Схема базирования заготовки по наклонной плоскости

Величина ΔA, соответствующая погрешности базирования при настоящей схеме установки, определится из треугольников BCE и BCF

$$\Delta_{бA} = 2\,\Delta A = M\,[\mathrm{ctg}\,(\alpha + \Delta\alpha) - \mathrm{ctg}\,(\alpha - \Delta\alpha)]. \qquad (8)$$

Для случая установки заготовок с углом $\alpha = 90°$ формула (8) приобретает более простой вид

$$\Delta_{бA} = 2\,\Delta A = 2M\,\mathrm{tg}\,\Delta\alpha. \qquad (9)$$

Как видно из формул (8) и (9), погрешности базирования зависят не только от величины предельных отклонений угла α, но и от расположения установочной опоры. Чем меньше расстояние M, тем меньше будет погрешность базирования.

IV. При установке заготовки на ее цилиндрическую часть, используемую в качестве базирующей поверхности, можно пользоваться отверстием в виде втулки, устанавливаемой в приспособлении (рис. 4, *а*). Смещение оси базирующей поверхности [1] по от-

[1] Здесь базирующей поверхностью назовем цилиндрический участок заготовки и придадим ее размерам индекс б, а отверстием назовем втулку и придадим ее размерам индекс п.

ношению к оси отверстия, благодаря наличию гарантированного зазора s_{min}, будет точностью установки, равной наибольшему зазору, т. е. $\Delta_y = s_{max}$.

Для расчета предельных размеров отверстия представим диаметр базирующей поверхности (рис. 4, *б*) $D_б - \Delta_б$, если базирующая поверхность задана в виде:

$$\left.\begin{array}{ll} D^{+\Delta_{1б}}_{+\Delta_{2б}}, & \text{то } (D_б + \Delta_{1б})_{-(\Delta_{1б}-\Delta_{2б})}; \\ D^{-\Delta_{1б}}_{-\Delta_{2б}}, & \text{то } (D_б - \Delta_{1б})_{-(\Delta_{2б}-\Delta_{1б})}; \\ D^{+\Delta_{1б}}_{-\Delta_{2б}}, & \text{то } (D_б + D_{1б})_{-(\Delta_{1б}+\Delta_{2б})}. \end{array}\right\} \quad (10)$$

Теперь для определения диаметра втулки выберем по системе вала какую-либо подвижную посадку. Для нашего примера оптимальными посадками будут подвижные посадки 2 или 3-го классов и представим себе диаметр втулки $D_п X_з = D_{п\,+\Delta_{2п}}^{+\Delta_{1п}}$ в виде

$$(D_п + \Delta_{1п})^{+(\Delta_{1п}-\Delta_{2п})}, \quad (11)$$

где $\Delta_{1п}$ и $\Delta_{2п}$ — предельные отклонения диаметра отверстия втулки.

Наименьший зазор между базирующей поверхностью и отверстием

$$s_{min} = D_п^{min} - D_б^{max}, \quad (12а)$$

т. е. будет равен нижнему отклонению размера отверстия втулки.

Наибольший зазор

$$s_{max} = s_{min} + \Delta_п + \Delta_б. \quad (12б)$$

Такая посадка напоминает систему вала, а потому мы и пользуемся таковой для определения размеров сопряжения и установления погрешности (так как $\Delta^{max} = \Delta_y$).

Если s_{max} окажется достаточно большой величиной, то установка детали будет неточной. Практически возможен еще и перекос детали. Угол перекоса определяется по формуле (13) (рис. 4, *в*)

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{s_{max}}{L} \quad (13)$$

или

$$\alpha \approx \operatorname{arctg} \frac{\Delta_y}{L}, \quad (14)$$

где L — длина втулки в мм; практически $L \approx 1{,}5D_б$.

Предположим, что необходимо установить заготовки своей цилиндрической частью во втулке приспособления. Диаметр заготовки задан $84X = 84^{-0{,}040}_{-0{,}075}$ мм, тогда по формуле (10) $D_o = (84 - 0{,}040) - (0{,}075 - 0{,}040) = 83{,}960_{-0{,}035}$ мм.

Выбираем посадку X_3 по системе вала $D_п X_3 = 84^{+0,140}_{+0,050}$ мм по формуле (11) $D_п = (84 + 0,140)^{+(0,140-0,050)} = 84,140^{+0,090}$ мм. Таким образом, $D_п = 84^{+0,100}_{+0,010}$ мм

$$s_{min} = 84,050 - 83,960 = 0,090 \text{ мм};$$

$$\Delta_у = s_{max} = 0,090 + 0,035 + 0,090 = 0,215 \text{ мм}.$$

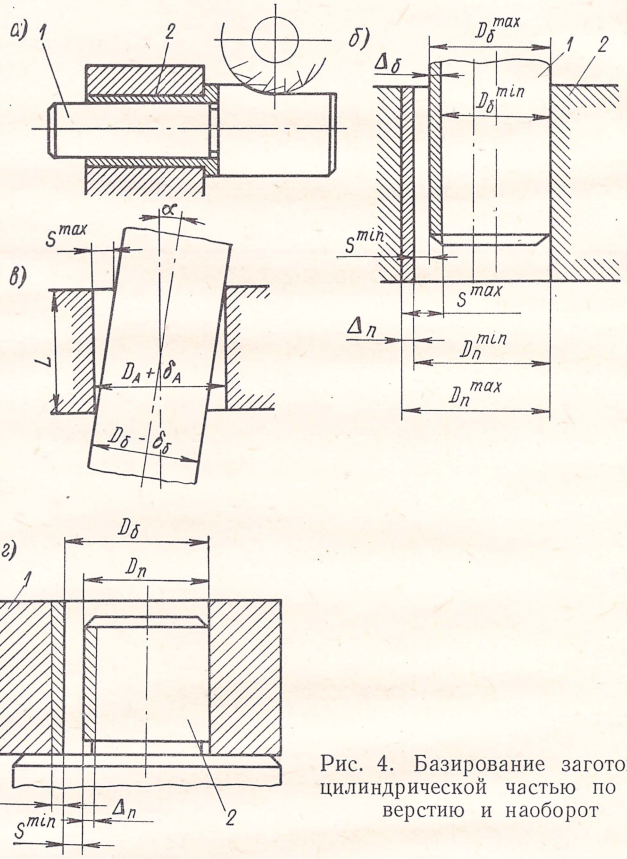


Рис. 4. Базирование заготовки цилиндрической частью по отверстию и наоборот

Перекос детали при длине участка контакта ее со втулкой $L = 120$ мм

$$\alpha = \text{arctg}\frac{0,215}{120},$$

откуда $\alpha = 6'$.

Если бы была принята ходовая посадка 2-го класса точности, то, следуя этой методике расчета, мы получили бы:

$$D_п X = 84^{+0,075}_{+0,040} \text{ мм};$$

$$D_п = (84 + 0,075) - (0,075 - 0,040) = 84,075_{-0,035} \text{ мм},$$

зазоры по (12а) и (12б):

$$s_{min} = 84{,}040 - 83{,}960 = 0{,}080 \text{ мм};$$

$$s_{max} = s_{min} + \Delta_б + \Delta_п = 0{,}080 + 0{,}035 + 0{,}035 = 0{,}150 \text{ мм},$$

что, естественно, по сравнению с 1-м вариантом уточняет установку.

Перекос детали по (13)

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{0{,}150}{120}, \text{ откуда } \alpha \approx 4'.$$

V. Такие детали (втулки, кольца), у которых фрезеруют торцовые кулачки, прорези и т. п., и такие (рычаги, шатуны), у которых обрабатываются плоскости торца, устанавливаются отверстием по пальцу приспособления. На рис. 4, *г* заготовка изготовлена диаметром $D_б^{+\Delta_б}$ (базирующая поверхность) по системе отверстия. Выбрав подвижное сопряжение для пальца приспособления, будем иметь $D_{п-\Delta_{2п}}^{-\Delta_{1п}}$.

При этих данных получим картину расположения размеров, как это показано на рис. 4, *г*. Следовательно,

$$s_{min} = D_б^{min} - D_п^{max} = D_б - (D_б - \Delta_{1п}) = \Delta_{1п}$$

и

$$s_{max} = D_б^{max} - D_п^{min} = \Delta_б + s_{min} + \Delta_п,$$

но

$$s_{max} = \Delta_у;$$

$$\Delta_у = \Delta_б + s_{min} + \Delta_п, \qquad (15)$$

т. е. формула, аналогичная (12б).

Расчет этого случая значительно проще, чем по предшествующему варианту и точность установки зависит от $\Delta_п$, т. е. от выбранной посадки.

VI. Часто при обработке на фрезерных станках небольшие заготовки устанавливаются на цилиндрическом пальце с ограничением поворота упором, к которому заготовка и прижимается (рис. 5). Погрешность установки при такой схеме базирования определяется величиной зазора между пальцем и отверстием заготовки, величина которого в первую очередь зависит от колебания размеров отверстия. Если имеется многоместное приспособление с несколькими посадочными пальцами или в работе находится несколько одинаковых приспособлений, то в этом случае необ-

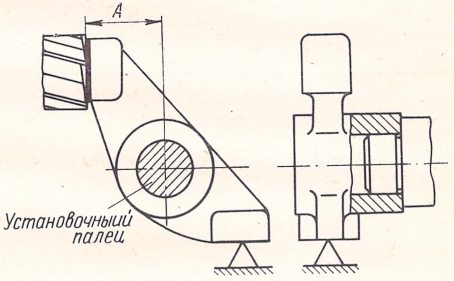


Рис. 5. Установка заготовки на цилиндрическом пальце

ходимо учесть еще колебание размеров пальца. Следовательно, для этого случая, как наиболее общего, имеем:

$$A^{\max} = C + \frac{s_{\max}}{2}; \qquad A^{\min} = C - \frac{s_{\max}}{2},$$

где C = const — наладочный размер; $s_{\max}$ — наибольший зазор посадки заготовки на пальце.

Поле рассеяния размера A равно погрешности базирования заготовки

$$\Delta_{бA} = \left(C + \frac{s_{\max}}{2}\right) - \left(C - \frac{s_{\max}}{2}\right),$$

откуда

$$\Delta_{б_A} = s_{\max}; \quad s_{\max} = s_{\min} + \Delta_{б_A} + \Delta_{б_B},$$

где $s_{\min}$ — наименьший зазор посадки на пальце; $\Delta_{б_A}$ — допуск размера отверстия заготовки; $\Delta_{б_B}$ — допуск размера пальца приспособления.

Если установка партии заготовок производится на нескольких установочных пальцах, то

$$\Delta_у = s_{\min} + \Delta_{б_A} + \Delta_{б_B}. \qquad (16)$$

Если все заготовки проходят обработку в одном приспособлении и на одном установочном пальце, то

$$\Delta_у = s_{\min} + \Delta_{б_A}.$$

Конечно, величина $\Delta_{б_A}$ должна быть сопоставлена с допустимыми отклонениями размера A.

Если допуск размера A меньше величины $\Delta_{б_A}$, то данный вид базирования неприемлем. В этом случае надлежит использовать конусообразный или разжимной палец, при помощи которого обеспечивается установка без зазора. Тогда, очевидно, $\Delta_{б_A} = 0$.

VII. Установка на призме применяется при фрезеровании шпоночных канавок и лысок на цилиндрической части заготовки.

Предположим, что на призме с углом $\alpha_п$ заготовки устанавливаются своей цилиндрической установочной поверхностью, определяемой диаметром в пределах от $d^{\max}$ до $d^{\min}$ (рис. 6). Рассматриваем задачу как плоскую, т. е. считаем, что ось детали O_1 (или O_2) перпендикулярна плоскости рисунка. Примем, что плоскость лыски подвергается обработке под углом β к вертикальной оси заготовки, являющейся одновременно и биссектрисой угла $\alpha_п$ призмы. Установочными базами являются образующие цилиндрической части заготовки. Положение лыски может определяться размерами H_1 (H_1'); H_2 (H_2') или H_3 (H_3').

Погрешность базирования, если задан размер H_1, подсчитывается следующим образом

$$\Delta_{б_{H_1}} = H_1 - H_1',$$

где H_1 — наибольший размер; H_1' — наименьший размер.

Из прямоугольника PKO_1E

$$PG - GO_2 - O_2K = O_1E,$$

откуда

$$PG = (O_1E - GO_2) - O_2K, \qquad (*)$$

но $PG = H_1^{\text{в}} - H_1' = \Delta_{\text{бн}_1}$; $GO_2 = d^{\min}/2$ и $O_1E = d^{\max}/2$, следовательно,

$$O_1E - GO_2 = \frac{d^{\max}}{2} - \frac{d^{\min}}{2} = \frac{\delta}{2},$$

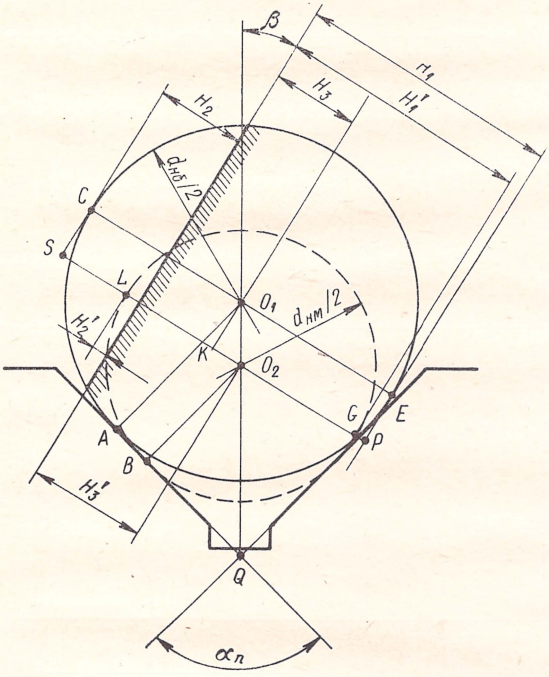


Рис. 6. Установка цилиндрической заготовки на призме

где δ — допуск на диаметр окружности, устанавливаемой на призме заготовки.

Из ΔO_1KO_2

$$O_2K = O_1O_2 \sin \beta.$$

Пользуясь зависимостями в ΔO_1AQ и ΔO_2BQ, имеем

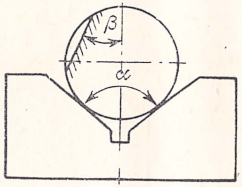
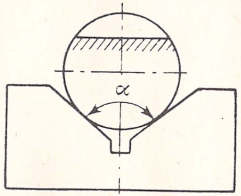
$$O_1O_2 = \frac{\delta}{2 \sin \frac{\alpha_п}{2}},$$

следовательно,

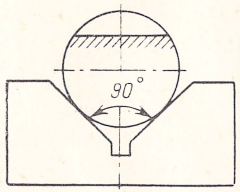
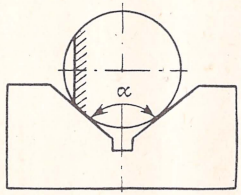
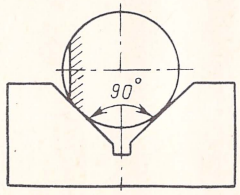
$$O_2K = \frac{\delta \sin \beta}{2 \sin \frac{\alpha_п}{2}}.$$

Таблица 2

Погрешности базирования при установке на призме

Схема установки заготовки	β	$\alpha_п$	$\Delta_{бH_1}$	$\Delta_{бH_2}$	$\Delta_{бH_3}$
	любой	любой	$\frac{\delta}{2}\left(1-\frac{\sin\beta}{\sin\frac{\alpha_п}{2}}\right)$	$\frac{\delta}{2}\left(1+\frac{\sin\beta}{\sin\frac{\alpha_п}{2}}\right)$	$\frac{\delta\sin\beta}{2\sin\frac{\alpha_п}{2}}$
	90°	любой	$\frac{\delta}{2}\left(1-\frac{1}{\sin\frac{\alpha_п}{2}}\right)$	$\frac{\delta}{2}\left(1+\frac{1}{\sin\frac{\alpha_п}{2}}\right)$	$\frac{\delta}{2\sin\frac{\alpha_п}{2}}$

Продолжение табл. 2

Схема установки заготовки	β	$\alpha_п$	$\Delta_{бH_1}$	$\Delta_{бH_2}$	$\Delta_{бH_3}$
	90°	90°	— 0,207 δ	1,207 δ	0,707 δ
	0°	любой	0,5 δ	0,5 δ	0
		90°	0,5 δ	0,5 δ	0

Теперь выражение (*) получает вид

$$\Delta_{б H_1} = \frac{\delta}{2}\left(1 - \frac{\sin\beta}{\sin\frac{\alpha_п}{2}}\right). \qquad (17)$$

Если задан размер H_2 (H_2'), то

$$\Delta_{б H_2} = H_2 - H_2',$$

где H_2 — наибольший, а H_2' — наименьший размеры.

Из прямоугольника $KSCO_1$

$$SL = CO_1 - LK \text{ или } H_2 - H_2' = \Delta_{б H_2} = \frac{d^{max}}{2} - \left(\frac{d^{min}}{2} - O_2K\right),$$

$$O_2K = \frac{\delta \sin\beta}{2\sin\frac{\alpha_п}{2}},$$

следовательно

$$\Delta_{б H_2} = \frac{\delta}{2}\left(1 + \frac{\sin\beta}{\sin\frac{\alpha_п}{2}}\right). \qquad (18)$$

Если задан размер H_3 (H_3'), то

$$\Delta_{б H_3} = H_3' - H_3,$$

где H_3' — наибольший, а H_3 — наименьший размеры.

$$\Delta_{б H_3} = \frac{\delta \sin\beta}{2\sin\frac{\alpha_п}{2}}. \qquad (19)$$

В табл. 2 приведены величины $\Delta_{б H_1}$, $\Delta_{б H_2}$ и $\Delta_{б H_3}$ для наиболее часто встречающихся углов $\alpha_п$ и β.

Из формул (17) — (19) видно, что с увеличением угла призмы $\alpha_п$ погрешность базирования $\Delta_{б H_1}$ увеличивается, а погрешности $\Delta_{б H_2}$ и $\Delta_{б H_3}$ уменьшаются.

На практике иногда пользуются установкой по схеме, показанной на рис. 7. Так как в этом случае установочная призма превращена в плоскость, то $\alpha_п = 180°$ и погрешность базирования для всех рассматриваемых выше схем определяется по следующим формулам

$$\left.\begin{aligned} \Delta_{б H_1} = \frac{\delta}{2}(1 - \sin\beta); \quad \Delta_{б H_2} = \frac{\delta}{2}(1 + \sin\beta); \\ \Delta_{б H_3} = \frac{\delta}{2}\sin\beta. \end{aligned}\right\} \qquad (20)$$

Погрешности установки на призме будут иметь место также в результате неточности формы обрабатываемой заготовки, в част-

ности, когда она окажется конусообразной, величина которой определится разностью диаметров d^{max} и d^{min} (рис. 8).

Проведем сечения призмы: *ae* перпендикулярно образующим призмы и *bc* перпендикулярно оси обрабатываемой заготовки. Обозначим через $\alpha_{п1}$ угол призмы в сечении *ae*, тогда в сечении *bc* угол $\alpha_{п2}$ определится из выражения

$$\operatorname{tg}\frac{\alpha_{п2}}{2} = \operatorname{tg}\frac{\alpha_{п1}}{2}\cos\beta, \qquad (21)$$

где β — величина угла между сечениями *ae* и *bc*.

Из $\triangle BCE$

$$BC = l\operatorname{tg}\beta,$$

отрезок $A_1A_2 = BC$, из $\triangle A_1F_1O$ и A_2F_2O получим:

$$OA_1 = \frac{OF_1}{\sin\frac{\alpha_{п2}}{2}}; \quad OA_2 = \frac{OF_2}{\sin\frac{\alpha_{п2}}{2}};$$

$$BC = A_1A_2 = OA_2 - OA_1 = \frac{OF_2 - OF_1}{\sin\frac{\alpha_{п2}}{2}} = \frac{\delta}{2\sin\frac{\alpha_{п2}}{2}}.$$

Следовательно,

$$\frac{\delta}{2\sin\frac{\alpha_{п2}}{2}} = l\operatorname{tg}\beta;$$

откуда

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{\delta}{2l\sin\frac{\alpha_{п2}}{2}}$$

или

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{k}{2\sin\frac{\alpha_{п2}}{2}}. \qquad (22)$$

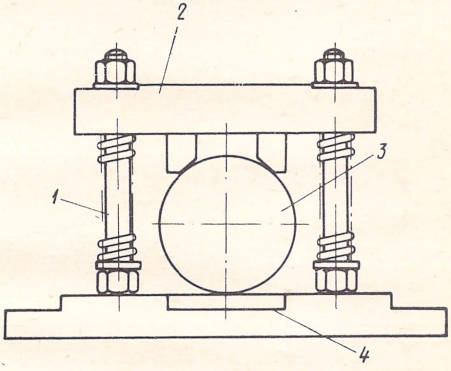


Рис. 7. Установка цилиндрической заготовки на плоскость:
1 — пружина; *2* — зажимная планка; *3* — заготовка; *4* — установочная плита

Для определения величины угла β приходится решать совместно выражения (21) и (22); однако для практических целей, поскольку угол β, как правило, не превышает 1°, вполне допустимо принимать $\alpha_{п2} = \alpha_{п1} = \alpha_п$, тогда

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{K}{2\sin\frac{\alpha_п}{2}}. \qquad (23)$$

Определим погрешность установки заготовки на призме с углом $\alpha_п = 90°$. На длине $l = 60$ мм диаметр заготовки изменяется от $d^{min} = 89{,}9$ мм до $d^{max} = 90{,}1$ мм.

Конусность

$$K = \frac{90{,}1 - 89{,}9}{60} = 0{,}003.$$

Подставив значения K в формулу (23), получим

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{0{,}003}{2 \sin 45^\circ} \approx 0{,}002; \quad \beta = 7',$$

т. е. величину крайне незначительную.

Помимо погрешностей установки в призме, связанных с погрешностями формы заготовки, имеют место погрешности неточ-

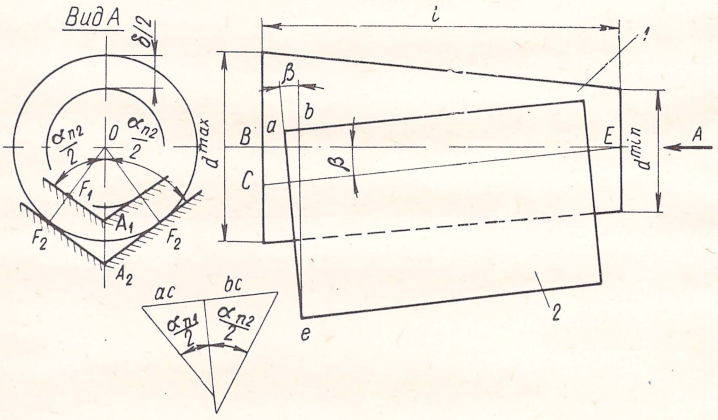


Рис. 8. Влияние перекоса призмы на точность установки заготовки:
1 — заготовка; *2* — призма

ности выполнения самой призмы. Так погрешность в установке или изготовлении призмы по высоте Δ_y при $\beta = 90^\circ$ вызывает погрешность размеров H_1 и H_3 (см. рис. 6) на величину $\Delta h = \Delta_y$ с обратным знаком и размера H_2 с тем же знаком, что и Δ_y, и не влияет на эти размеры при $\beta = 0$.

Боковое смещение призмы Δx не влияет на размеры H_1, H_2 и H_3 при $\beta = 90^\circ$, а при $\beta = 0$ увеличивает размеры H_1 и H_3 на величину Δx при смещении призмы в сторону, противоположную расположению обрабатываемой поверхности, и уменьшает эти размеры на Δx при смещении призмы в сторону расположения обрабатываемой поверхности. Обратная картина получится для размера H_2.

Если $90^\circ > \beta > 0$, то погрешность в вертикальной плоскости Δ_y вызывает увеличение размеров H_1 и H_3 на величину $\Delta_y \sin \beta$ и уменьшение размера H_2 на эту же величину. При горизонтальном смещении призмы на Δx размеры H_1 и H_3 уменьшаются на величину $\Delta x \cos \beta$ и размер H_2 увеличивается на эту величину.

В тех случаях, когда призма является единственным базирующим элементом, погрешности из-за неточности изготовления могут быть учтены настройкой станка.

Если призма имеет некоторый перекос, например, на угол ζ (рис. 9), то при небольших углах перекоса смещение обрабатываемой детали по высоте крайне незначительно и им можно пренебречь. Горизонтальное смещение детали Δx может оказаться достаточно большим. По рис. 9

$$\Delta x = OQ \sin \zeta,$$

но из $\triangle AOQ$

$$OQ = \frac{r}{\sin \frac{\alpha_п}{2}} \text{ и } \Delta x = \frac{r \sin \zeta}{\sin \frac{\alpha_п}{2}}.$$

Величина r может принимать значения от $\frac{d^{max}}{2}$ до $\frac{d^{min}}{2}$; следовательно

$$\Delta x^{min} = \frac{d^{min} \sin \zeta}{2 \sin \frac{\alpha_п}{2}};$$

$$\Delta x^{max} = \frac{d^{max} \sin \zeta}{2 \sin \frac{\alpha_п}{2}}. \quad (24)$$

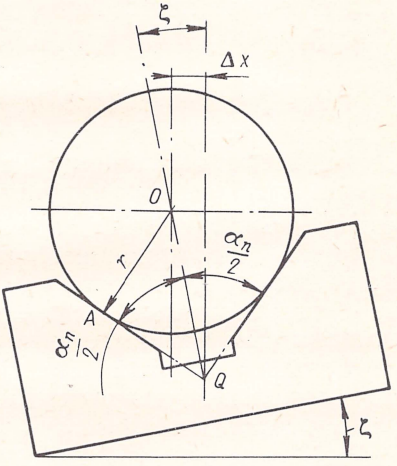


Рис. 9. Схема для расчета погрешности базирования при перекосе призмы

VIII. Установкой заготовки на плоскость и два пальца пользуются при обработке корпусов, плит и других видов деталей, имеющих в своей конструкции опорную плоскость и по меньшей мере два отверстия в ней. Как правило, опорная поверхность подвергается фрезерованию или шлифованию, а отверстия развертываются на 2-й класс точности. Этими поверхностями заготовка ориентируется в приспособлении по отношению к режущему инструменту. Оба пальца могут быть цилиндрическими, но чаще всего один из них имеет ромбическую форму [1] (рис. 10).

Такая форма пальца позволяет расширить допуск на расстояние между установочными отверстиями заготовки, причем, чем меньше величина B, тем больше будет это расширение. Форма среза определяется величиной B, которая выполняется так, чтобы не была утрачена жесткость и прочность пальца.

По нормали МН 379—60 [2] установочные пальцы могут быть выполнены не только постоянными, но и сменными, устанавливаемыми на резьбе с цилиндрической направляющей частью

[1] Термин «ромбический» — условный; цилиндрический палец имеет боковые срезы с параллельными гранями.

[2] Ведомственная нормаль.

(рис. 10, *а*). Здесь величина диаметра D — установочная поверхность. Высота пальца H задается в зависимости от точности базирования заготовки.

Рассмотрим случай установки заготовки, у которой расстояние между отверстиями выполнено с допуском

$$\delta_д = L_д^{max} - L_д^{min}$$

и каждое отверстие *I* (левое) и *II* (правое) также выполнены с заданной точностью

$$\delta_I = d_{1д}^{max} - d_{1д}^{min} \quad \text{и} \quad \delta_{II} = d_{2д}^{max} - d_{2д}^{min}.$$

Предположим, что установочные пальцы приспособления, один из которых цилиндрический, а другой ромбический, по своим диаметрам выполнены по 2-му классу точности, обеспечивая при посадке *I*-го (левого) пальца зазоры s_1^{max} и s_1^{min}, а при совмещении со *II*-ым (правым) ромбическим пальцем смещение $\pm x_2$. Величина этого смещения определяется в зависимости от ширины посадочной ленточки b пальца, т. е. той цилиндрической части пальца, которая осталась после срезания.

Самый неблагоприятный случай посадки заготовки на установочные пальцы будет тот, при котором на левом *I* пальце будет выдержан минимальный зазор s_{1min}, который получится как результат разности между $d_{1д}^{min}$ и $d_{1п}^{max}$, т. е.

$$s_{1min} = d_{1д}^{min} - d_{1п}^{max}.$$

Смещение оси отверстия от оси пальца определится по рис. 10, *б*, где показано смещение пальца влево на величину $\frac{\Delta_y}{2}$, когда расстояние между пальцами будет $L_п^{min}$, а расстояние между отверстиями заготовки $L_д^{max}$.

Из прямоугольных треугольников ABO и ACO, если дугу AB заменить прямым отрезком, имеем:

$$(AB)^2 + (AO)^2 = (OB)^2 \text{ и}$$
$$(AC)^2 + (AO)^2 = (OC)^2,$$

откуда $(OB)^2 - (AB)^2 = (OC)^2 - (AC)^2$, но $OB = 0{,}5d_{2п}^{max}$; $AB = b/2$; $OC = 0{,}5d_{2д}^{min}$, $AC = 0{,}5\,(b + \Delta_y/2)$, следовательно, после сокращения знаменателей и приведения одинаковых членов имеем

$$\Delta_y^2 + 2b\Delta_y - \left[(d_{2д}^{min})^2 - (d_{2п}^{max})^2\right] = 0;$$

$$\Delta_y = -b + \sqrt{b^2 + \left[(d_{2д}^{min})^2 - (d_{2п}^{max})^2\right]}\,[1].$$

Теперь составим уравнение для предельных размеров $L_д$ и $L_п$.

[1] Знак минус перед радикалом, как неотвечающий условиям задачи, отбрасываем.

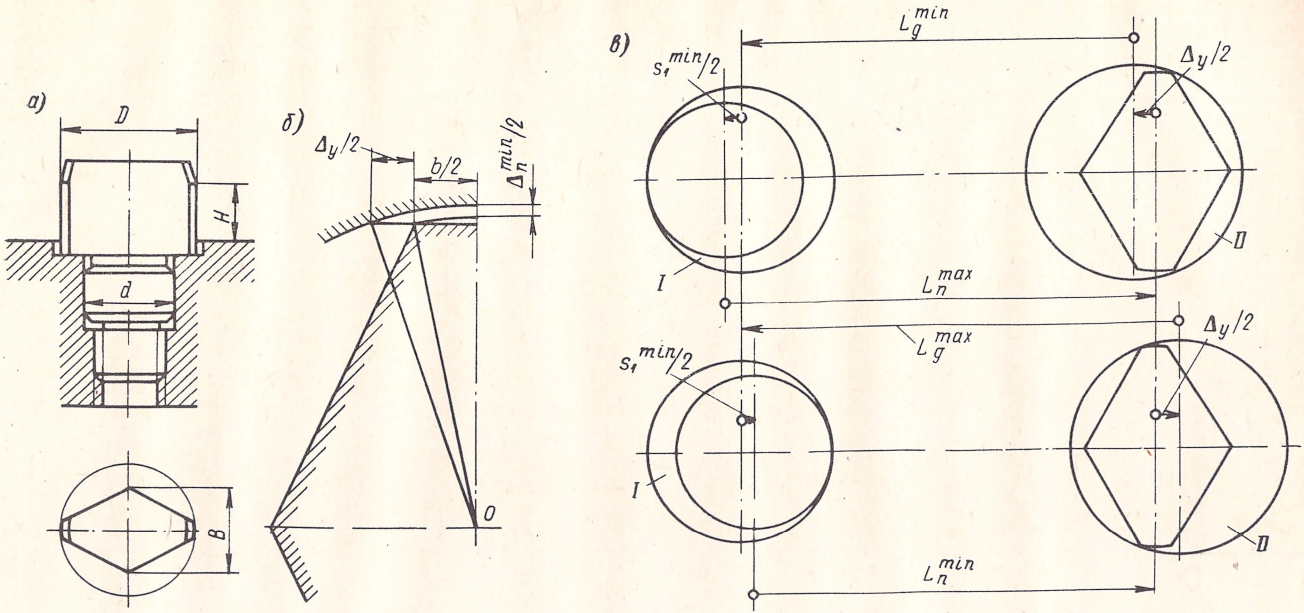


Рис. 10. Установка заготовки на два пальца

Для случая $L_д^{min}$ и $L_п^{max}$ (рис. 10, *в*)

$$L_п^{max} - \frac{\Delta_у}{2} - L_д^{min} - \frac{s_1}{2} = 0; \qquad (*)$$

при $L_д^{max}$ и $L_п^{min}$

$$L_п^{min} + \frac{\Delta_у}{2} - L_д^{max} + \frac{s_{1min}}{2} = 0. \qquad (**)$$

Вычтя (**) из (*), получим

$$(L_п^{max} - L_п^{min}) - \Delta_у + (L_д^{max} - L_д^{min}) - s_{1min} = 0;$$

но поскольку

$$L_п^{max} - L_п^{min} = \delta_п \text{ и } L_д^{max} - L_д^{min} = \delta_д;$$

$$\delta_п - \Delta_у + \delta_д - s_{1min} = 0,$$

то

$$\delta_п + \delta_д = \Delta_у + s_{1min}; \quad \delta_п = \Delta_у + s_{1min} - \delta_д. \qquad (25)$$

Таким образом, сумма допусков на расстояния между пальцами приспособления и отверстиями детали не должна превосходить суммы смещения на пальцах и минимального зазора на цилиндрическом пальце.

Из этого выражения можно определить погрешность установки по двум пальцам:

$$\Delta_у = \delta_п + \delta_д - s_{1min}.$$

Величина допуска на расстояние между осями пальцев приспособления $\delta_п$ обычно равна 0,02—0,08 мм. Размер *b* определяется в зависимости от диаметра ромбического пальца:

$d_п$ в мм	*b* в мм
4—6	1
6—10	2
10—30	3
30—40	4
св. 40	5

Сопряжение пальцев с отверстиями заготовок принимаются по посадкам *A*/*D* или $A_з/X_з$ [2].

Помимо продольного смещения заготовки, установленной на два пальца, возможен ее перекос (рис. 11), определяемый углом ω по формуле

$$\sin \omega \approx \frac{s_{1min} + s_{2min}}{2L_д}. \qquad (26)$$

Из формулы (26) видно, что чем больше будет расстояние между осями отверстий заготовки $L_д$, тем совершенно естественно перекос последней окажется меньше.

IX. Установка заготовки по плоскости $Б_{оп}$ и пальцу $Б_{п}$ (рис. 12) может быть осуществлена лишь в том случае, если последний будет выполнен ромбическим. В противном случае будет нарушена установка на базирующую поверхность. Составим уравнения

$$L_{п}^{max} - \frac{\Delta_{у}}{2} - L_{д}^{min} = 0; \quad L_{п}^{min} + \frac{\Delta_{у}}{2} - L_{д}^{max} = 0;$$

$$\text{и } (L_{п}^{max} - L_{п}^{min}) - \Delta_{у} + (L_{д}^{max} - L_{д}^{min}) = 0,$$

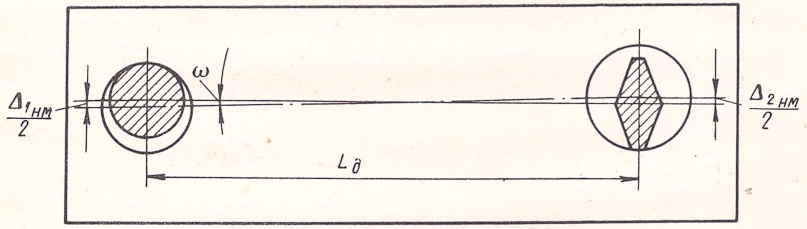


Рис. 11. Перекос заготовки при установке на два пальца

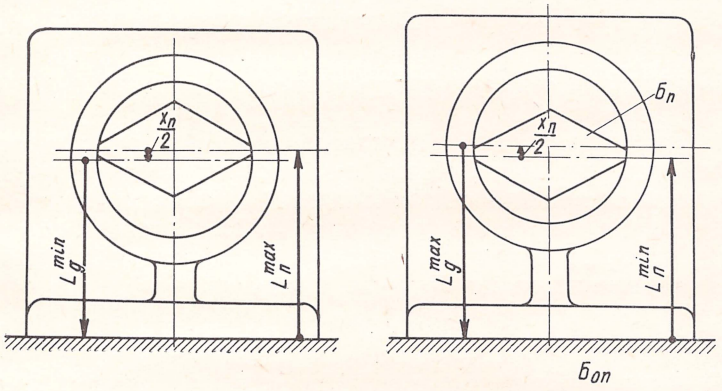


Рис. 12. Установка заготовки на плоскость и ромбический палец

откуда

$$\Delta_{у} = \delta_{п} + \delta_{д}, \tag{27}$$

т. е. погрешность установки равна сумме допусков на расстояние между отверстием и плоскостью у заготовки и между плоскостью и осью пальца у приспособления.

3. ПОГРЕШНОСТИ ОБРАБОТКИ, ВЫЗВАННЫЕ УПРУГОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ СИСТЕМЫ СПИД

В процессе работы силы резания вызывают деформацию звеньев системы СПИД и являются причиной погрешности размера любой обрабатываемой поверхности. Способность системы сопротивляться этой деформации называется жесткостью системы.

Отжатие фрезы приводит в первую очередь к погрешности формы; чем больше сила, вызывающая отжатие инструмента, и чем меньше будет жесткость системы СПИД, тем больше окажется погрешность обработки. Если обозначить через P_y силу, вызывающую отжатие y инструмента от обрабатываемой поверхности, то жесткость может быть выражена в виде в кгс/мм

$$j = \frac{P_y}{y}.$$

Величина, обратная жесткости, называется податливостью системы (W) в мкм/кгс

$$W = \frac{1000}{j} = \frac{1000y}{P_y}.$$

Таким образом, податливость представляет собой удельное отжатие инструмента и, если W будет известно, то при действии силы P_y инструмент будет иметь отжатие в мкм

$$y = \frac{P_y W}{1000}. \qquad (28)$$

По величине отжатия и определяется погрешность обрабатываемого размера $\Delta_{уп}$.

Особую группу погрешностей, связанных с деформациями звеньев системы СПИД, составляют погрешности закрепления заготовок на опорных поверхностях за счет смятия микронеровностей поверхностей. Исследованиями А. П. Соколовского в свое время было установлено, что величина контактных деформаций y может определяться по формуле в мкм

$$y = Cp^m = \Delta_{уп},$$

где C — коэффициент, зависящий от материала контактирующей поверхности заготовки и класса ее шероховатости; p — удельная нагрузка в кгс/см^2; m — постоянный для данного материала заготовки и шероховатости контактирующейся поверхности показатель степени ($m = 0{,}3 \div 0{,}5$).

Числовые величины жесткости и податливости для заготовок из черных материалов указаны в табл. 3.

По этим данным можно установить, насколько деформируются гребешки неровностей на опорных поверхностях заготовки при ее зажиме.

Предположим, что зажимное усилие равно $Q = 240$ кгс, тогда при установке на три опоры, равноудаленные от точки приложения силы зажима, со сферическими поверхностями (рис. 13) деформация заготовки в направлении действия реакции опор будет определяться усилием

$$P = \frac{240}{3} = 80 \text{ кгс}.$$

Таблица 3

Жесткость и податливость заготовок при установке на опорах

Метод установки заготовок	Жесткость j в кгс/мм	Податливость $W_{оп} = \frac{1}{j}$ в мкм/кгс
На опорах с рифлениями	3500—5500	0,3—0,2
На опорах со сферической поверхностью	5000—8000	0,2—0,125
На плоских опорах при классе шероховатости:		
3 и 4	30 000—40 000	0,033—0,025
5 и 7	40 000—60 000	0,025—0,017
8 и 9	70 000—90 000	0,014—0,011

Из табл. 3 для опор со сферическими поверхностями принимаем $W_{оп} = 0{,}2$ мкм/кг, тогда смятие (деформация) заготовки в вертикальной плоскости будет

$$\Delta_{уп} = PW_{оп} = 80 \cdot 0{,}2 = 16 \text{ мкм}.$$

Эта величина может еще быть значительно уменьшена за счет применения плоских опор.

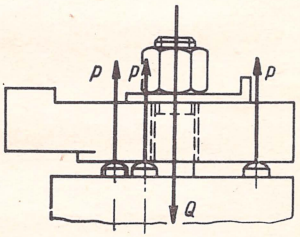


Рис. 13. Реакции опор при креплении заготовки:

P — реакции опор; Q — зажимное усилие

В ряде случаев затруднительно разграничить погрешности установки и закрепления заготовки, поэтому для практических целей можно учитывать величину общей погрешности. Исследования показали, что эта общая погрешность при закреплении заготовки в винтовых тисках в зависимости от тщательности установки и наличия подкладок, определяющих положение заготовки по высоте составляет 0,05—0,2 мм. При использовании эксцентриковых тисков эта погрешность меньше, а именно 0,01—0,05 мм. Погрешность установки на опору в виде плиты на столе станка и крепление ее прихватами составляет около 0,03 мм, если контактирующаяся поверхность не обработана, и 0,01—0,02, если она обработана.

4. ПОГРЕШНОСТИ СТАНКА

Погрешности станка $\Delta_{ст}$ в ненагруженном состоянии, которые вызываются погрешностями изготовления отдельных рабочих деталей и узлов станка, могут быть установлены по соответствующим ГОСТам. Для фрезерных станков эти погрешности зависят

от непараллельности рабочей поверхности стола к направлению его перемещения, непараллельности боковых поверхностей установочного паза стола, приводящего к перекосу приспособления и ряда других причин. Величины погрешностей для фрезерных станков консольного типа (ГОСТ 17734—72) приведены в табл. 4.

Таблица 4

Характеристика точности сборки консольных фрезерных станков

Вид погрешности	Погрешность в мм
Параллельность рабочей поверхности стола к направлению продольного его перемещения на длине хода стола в мм:	
до 300	0,015
» 500	0,020
» 1000	0,030
св. 1000	0,040
Параллельность боковых сторон среднего (установочного) паза стола к перемещению на всей длине хода стола в мм:	
до 300	0,020
» 500	0,030
» 1000	0,035
св. 1000	0,040
Радиальное биение оси конического гнезда шпинделя в мм:	
у торца шпинделя	0,010
на расстоянии 150 мм от него	0,015
Перпендикулярность оси вращения шпинделя и рабочей поверхности стола для станков с шириной стола (только для вертикально-фрезерных станков) в мм:	
до 160 на ∅ 150	0,015
св. 160 на ∅ 300	0,020

Следует заметить, что для отдельных фрезерных работ не все виды погрешностей войдут в величину $\Delta_{ст}$. Так, например, при фрезеровании торцовыми фрезами не ограниченных для выхода фрезы поверхностей погрешность параллельности боковых сторон среднего паза учитывать нет надобности, то же относится и к радиальному биению оси посадочного конуса фрезы.

Погрешность установки оси фрезы, вызванная тем, что угол между осью фрезы и обрабатываемой плоскостью не равен 90°, при торцовом фрезеровании искажает плоскостность обрабатываемой поверхности. Она получает некоторую вогнутость, определяемую линией *EFG* (рис. 14), если угол между осью фрезы и дви-

жением стола не составляет 90°. Такое положение будет иметь место на станках модели 679 или продольно-фрезерных, на которых фрезы установлены на поворотных суппортах. Здесь точность установки зависит от наладчика станка.

Пусть угол между осью фрезы и перпендикуляром к направлению подачи s равен φ. При этом получится, как уже указывалось, вогнутость поверхности обработки, определяемая величиной k. Из вида слева видно, что режущие кромки зубьев фрезы по ее

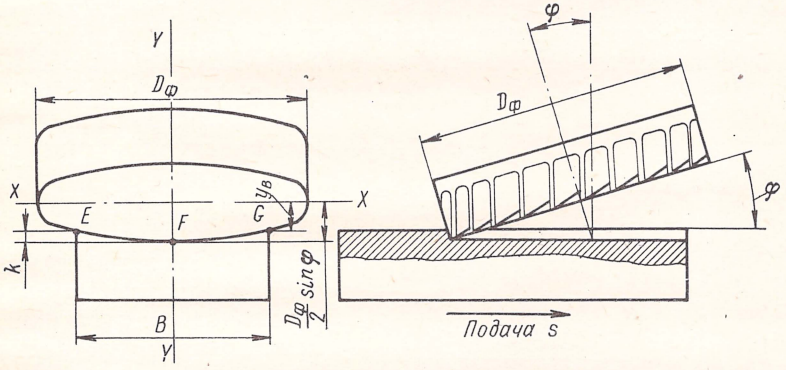


Рис. 14. Схема для определения погрешности установки фрезы

наружному диаметру $D_ф$ описывают дугу эллипса с полуосями $D_ф/2$ и $D_ф/2 \sin \varphi$, уравнение которой имеет вид

$$\frac{x^2}{\left(\frac{D_ф}{2}\right)^2} + \frac{y^2}{\left(\frac{D_ф}{2}\sin\varphi\right)^2} = 1.$$

После соответствующих преобразований получим

$$\Delta_{ст} = y = \frac{\sin\varphi}{2}\sqrt{D_ф^2 - 4x^2}$$

и при ширине обрабатываемой поверхности B

$$\Delta_{ст\,B} = y_B = \frac{\sin\varphi}{2}\sqrt{D_ф^2 - B^2}. \qquad (29)$$

Вогнутость поверхности

$$k = \frac{D_ф}{2}\sin\varphi - y_B,$$

т. е.

$$k = \left(D_ф - \sqrt{D_ф^2 - B^2}\right)\frac{\sin\varphi}{2}. \qquad (30)$$

Отсюда видно, что чем больше B, тем бóльшую вогнутость приобретает обработанная поверхность.

Величины $D_ф$, B и φ практически могут принимать различные значения в пределах допустимых отклонений на эти размеры.

5. ПОГРЕШНОСТИ, СВЯЗАННЫЕ С РАЗМЕРНЫМ ИЗНАШИВАНИЕМ ЗУБЬЕВ ФРЕЗЫ

Изнашивание, оказывающее непосредственное влияние на размер обработанной поверхности, может изучаться и подсчитываться как абсолютная величина, но для практических целей значительно важнее знать так называемый относительный или удельный износ, который исчисляется на единицу пути фрезы. Рекомендуется применять при этом размерность мкм/км.

Как известно, процесс изнашивания не подчиняется строго линейному закону (рис. 15). В зоне *I* протекает первоначальное изнашивание за счет быстрого разрушения микронеровностей режущей кромки зубьев в результате заточки фрезы. Здесь износ достигает величины u_1, причем инструмент пробегает при этом путь l_1. В зоне *II*, распространяющейся до момента полного износа фрезы, т. е. до разрушения ее зубьев, изнашивание подчиняется линейному закону и, таким образом, удельный износ в этой зоне будет в мкм/км

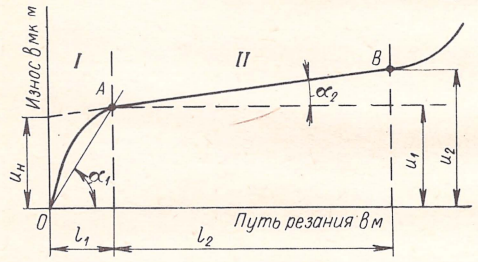


Рис. 15. Зависимость размерного износа от пути резания

$$u_0 = \frac{u_2 - u_1}{l_2} = \frac{u_2 - u_н}{l_1 + l_2} = \operatorname{tg}\alpha, \qquad (31)$$

где u_1 и u_2 — абсолютные величины износа зубьев, соответствующие концу *I* и *II* зон изнашивания в мкм; $u_н$ — «условный» первоначальный износ в мкм; l_1 — длина рабочего хода фрезы в пределах *I* зоны в м; l_2 — то же в пределах зоны *II*.

Величины u_1 и u_2 могут быть известны из эксперимента для данной фрезы, обрабатываемого материала и режима обработки. Практически величина $u_н = 2 \div 6$ мкм.

Для любого пути фрезы l в пределах зоны *II* можно найти износ по формуле в мкм

$$u = u_н + u_0 \frac{l}{1000},$$

Величина l определяется видом фрезерной обработки не как путь, пройденный инструментом, а как ход режущей кромки зуба. Так, для симметричного торцового фрезерования величина хода зуба фрезы будет в мм

$$l_{зуб} = \pi D_ф \frac{\psi}{360°},$$

где $D_ф$ — диаметр фрезы в мм; ψ — угол контакта в град.

При достаточно большом диаметре фрезы величина хода зуба может быть выражена приближенно через B [1].

Частота вращения фрезы на длине обработки L при подаче s_z в мм/зуб и числе зубьев z будет в оборотах в минуту

$$n = \frac{L}{s_z z} \tag{32}$$

Тогда длина рабочего хода фрезы в мм

$$l = l_{зуб} n = \pi D_ф \frac{\psi}{360^\circ} \cdot \frac{L}{s_z z} \tag{33}$$

и, подставив это выражение в формулу, получим в мкм

$$u \approx u_н + \pi 10^{-6} \frac{D_ф L}{s_z z} \cdot \frac{\psi}{360^\circ}. \tag{34}$$

Величины $u_н$ и u_0 могут быть взяты из [17 и 30].

Для торцового фрезерования при несимметричной установке фрезы, характеризующейся величиной смещения c, имеем (рис. 16, *а*) в мкм

$$u \approx u_н + \pi 10^{-6} \frac{D_ф L}{s_z z} \cdot \frac{(\psi_1 + \psi_2)}{360^\circ} \cdot u_2. \tag{35}$$

Углы контакта определяются из выражения

$$\left.\begin{aligned} \psi_1 &= \arcsin\left(1 - \frac{2c}{D_ф}\right); \\ \psi_2 &= \arcsin\left(2\,\frac{B + C}{D_ф} - 1\right). \end{aligned}\right\} \tag{36}$$

Формула (31) может быть использована и для цилиндрического фрезерования. Угол контакта ψ (рис. 16, *б*) в этом случае определяется соотношением

$$\cos\psi = 1 - \frac{2t}{D_ф}. \tag{37}$$

Величины $u_н$ и u_0, как правило, устанавливаются экспериментом.

Для того чтобы установить величину l_2, необходимо определить состояние фрезы, при котором она еще может работать. Этот фактор определяется изнашиванием зубьев задней грани (см. стр. 34) и показывает изменение размера обработки.

Заготовки из углеродистой и легированной сталей при обработке фрезами с пластинками Т15К6 и Т30К4 имеют начальный

[1] Благодаря замене дуги прямой линией.

износ $u_н = 2 \div 8$ мкм и относительный износ $u_2 = 2 \div 10$ мкм/км. При обработке серого чугуна фрезами, зубья которых оснащены пластинками ВК4 и ВК8 — $u_н = 3 \div 10$ мкм и $u_2 = 3 \div 12$ мкм/км.

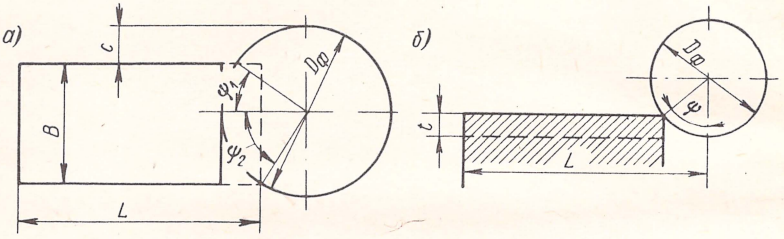


Рис. 16. Схема фрезерования плоскости

6. РАСЧЕТ НАЛАДКИ ПО МЕТОДУ ПРОБНЫХ ЗАГОТОВОК

Этот вид наладки наиболее прост и не требует оснащения станка специальными устройствами. Сущность этого метода заключается в следующем.

Производят обработку нескольких заготовок [1] и измеряют исполнительный размер при помощи универсального инструмента, по изменениям которого судят, нужна ли более точная установка заготовки или нет. Промеры пробных заготовок дают представление о размере наладки в пределах допуска обработки.

Прежде всего следует установить фрезу на такой размер наладки $A_{р.н}$, который бы учитывал:

1) возможность изнашивания инструмента в процессе работы;

2) нагрев элемента станка и фрезы, уменьшающий охватываемые размеры и увеличивающий охватывающие ($a_т$);

3) рассеяние размеров в результате случайных факторов, зависящих от изменения нагрузки в процессе фрезерования, вибраций системы, биения фрезы и т. п. ($\Delta_{обр}$);

4) погрешности, неизбежные при установке инструмента.

Учитывая влияние этих факторов на размер наладки $A_{р.н}$, получим картину, изображенную на рис. 17, где δ — допуск на обрабатываемый размер.

Из графика изменения размера заготовки видно, что в начале процесса первые заготовки будут получаться с постепенно уменьшающимися размерами, если фактор $a_т$ будет преобладать над фактором $a_{изн}$, а затем, когда фактор $a_т$ стабилизируется, то размеры будут изменяться только под влиянием фактора износа $a_{изн}$, т. е. размеры заготовок будут увеличиваться (кривая M).

Для того чтобы все размеры партии заготовок лежали в пределах поля допуска δ, необходимо расположить размер на-

[1] Для мелких заготовок — 5—8 шт., для крупных и ответственных — 1—2 шт.

ладки $A_{р.н}$ так, чтобы его погрешность, т. е. отклонение от номинала $\Delta_н/2$, погрешность обработки $\Delta_{обр}/_2$ и погрешность $a_т$ в момент, когда нагрев зубьев фрезы окажется наибольшим, не обусловили бы выхода «обрабатываемого» размера за предел наименьшего допустимого размера A^{min} (рис. 17). То же должно быть обеспечено в конце процесса.

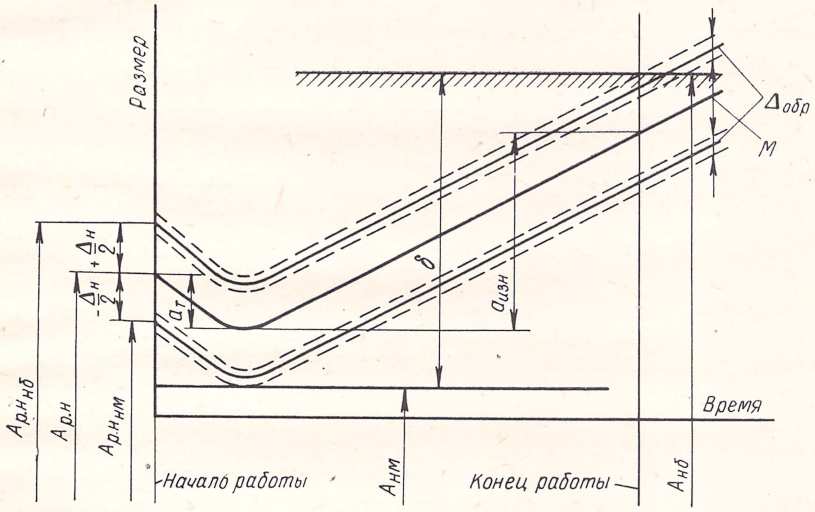


Рис. 17. Разброс размеров при наладке по методу пробных заготовок

Если размеры являются охватывающими, то для A^{min} и A^{max} нужно брать отклонения на обработку и наладку с обратными знаками.

Согласно рис. 17 для охватываемого размера

$$A_{р.н} - a_т - \frac{\Delta_н}{2} - \frac{\Delta_{обр}}{2} + \delta = A^{max},$$

но поскольку

$$\delta = \Delta_н + \Delta_{обр} + a_{изн}, \tag{38}$$

следовательно,

$$\left.\begin{aligned} A_{р.н} &= A^{max} + [a_т - a_{изн} - 0{,}5\,(\Delta_н + \Delta_{обр})]; \\ A_{р.н} &= A^{min} + [a_т + 0{,}5\,(\Delta_н + \Delta_{обр})]. \end{aligned}\right\} \tag{39}$$

Для охватывающих размеров

$$\left.\begin{aligned} A_{р.н} &= A^{min} - [a_т - a_{изн} - 0{,}5\,(\Delta_н + \Delta_{обр})]; \\ A_{р.н} &= A^{max} + [a_т + 0{,}5\,(\Delta_н + \Delta_{обр})]. \end{aligned}\right\} \tag{40}$$

Из выражения (38) можно определить величину допустимого изнашивания зубьев фрезы

$$a_{изн} \leqslant \delta - (\Delta_н + \Delta_{обр}). \qquad (41)$$

Если изнашивание зубьев окажется большим, то нужно отдать фрезу в переточку и вновь произвести наладку станка на размер $A_{р.н}$.

Изменение диаметра фрезы Δr, связанное с ее изнашиванием, можно определить по формуле (рис. 18):

$$\Delta r = A\overline{B}\cos\gamma; \quad \frac{h_з}{\sin[90^\circ - (\alpha + \gamma)]} = \frac{\overline{AB}}{\sin\alpha},$$

где $h_з$ — величина допустимого изнашивания по задней грани в мкм.

После соответствующих преобразований

$$\Delta r = \frac{h_з}{\operatorname{ctg}\alpha - \operatorname{tg}\gamma}. \qquad (42)$$

Количество подналадок станка будет определяться $\Delta r/a_{изн}$.

Надо подчеркнуть, что $a_{изн}$ не является предельным допустимым изнашиванием, а лишь величиной, которая может быть использована в пределах одной наладки.

На рис. 19 показано расположение погрешностей, определяющих общую погрешность размера наладки $\Delta_н$; она состоит из следующих частей: $\Delta_{н.ср}$ — поле рассеяния средних размеров наладки;

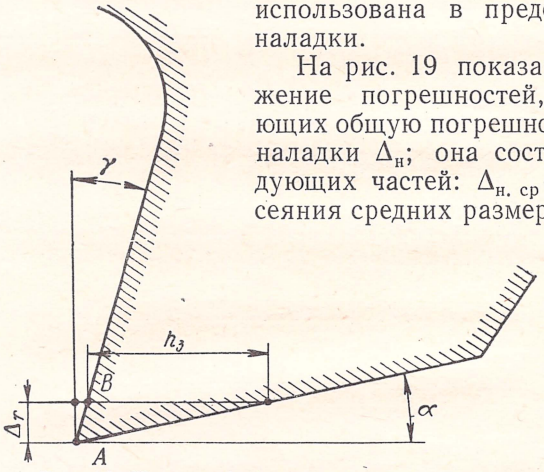


Рис. 18. Износ зуба фрезы по задней грани

$\Delta_{изм}$ — поле рассеяния погрешностей измерения пробных заготовок; $\Delta_{рег}$ — поле рассеяния размеров положения фрезы при регулировании этих размеров при помощи лимба или измерительного инструмента.

Так как эти погрешности независимы друг от друга и относятся к случайным величинам, то их следует суммировать по методу квадратного корня. Их изображение на рис. 19 соответствует экстремальному случаю; практически они окажутся меньшими. Таким образом,

$$\Delta_н = \sqrt{\Delta^2_{н.ср} + k^2(\Delta^2_{изм} + \Delta^2_{рег})}, \qquad (43)$$

где k — коэффициент отклонения распределения погрешностей от нормального закона, $k = 1 \div 1{,}2$.

Наличие погрешности, определяющей рассеяние средних размеров наладки, объясняется в первую очередь тем, что количество пробных деталей m ограничено. При известном среднем квадратическом отклонении σ, погрешность может быть вычислена по формуле

$$\frac{1}{2}\Delta_{н.\,ср} = \pm \frac{\sigma}{2\sqrt{m}} \text{ или } \Delta_{н.\,ср} = \pm \frac{\sigma}{\sqrt{m}}. \qquad (44)$$

Поскольку, как упоминалось выше, $m = 5 \div 8$ для мелких и $m = 1 \div 2$ для ответственных деталей, то чем больше будет m,

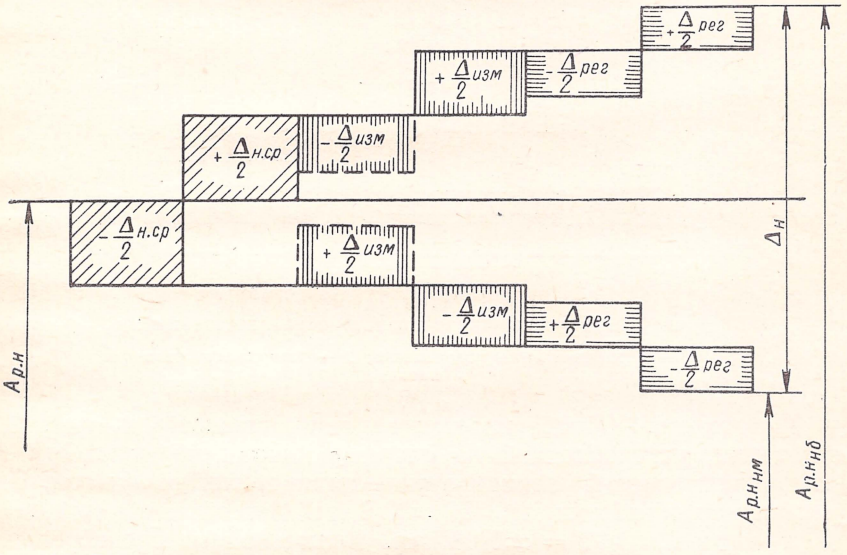


Рис. 19. Расположение частных полей допусков для определения погрешности наладки

тем меньше погрешность вычисления среднего арифметического значения размера наладки и тем точность ее будет больше.

Величина σ может оказаться известной из предыдущей наладки, но если этого нет, то можно принять приближенно

$$\sigma \approx \frac{\delta}{6},$$

где δ — допуск обрабатываемого размера. Тогда

$$\Delta_{н.\,ср} = \pm \frac{\delta}{6\sqrt{m}}. \qquad (45)$$

При таком допущении имеем следующие значения поля рассеяния в зависимости от количества пробных заготовок по формуле (45):

m	2	3	4	5	6	8	10
$\Delta_{н.\,ср}$	0,24δ	0,2δ	0,17δ	0,16δ	0,14δ	0,12δ	0,1δ

Для определения поля рассеяния погрешностей измерения пробных деталей $\Delta_{изм}$ можно воспользоваться табл. 5. Однако нужно помнить, что в формулу (43) следует подставлять величину $\Delta_{изм}$ в два раза большую против табличной, поскольку в последней указаны предельные отклонения погрешностей.

Величины погрешностей установки инструмента $\Delta_{рег}$ принимают в зависимости от метода его установки:

Установка по лимбу с ценой деления в мм:	Погрешность в мкм
0,01	5—10
0,05	15—30
0,1—0,5	30—70
Установка по индикатору или миниметру	5—30

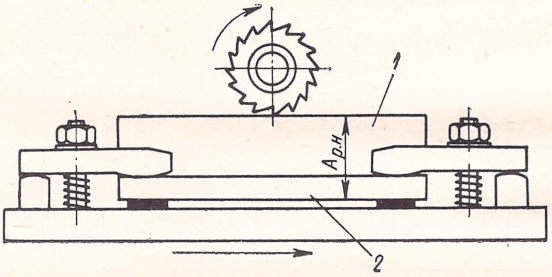


Рис. 20. К расчету наладки по пробным заготовкам:
1 — обрабатываемая поверхность; *2* — поверхность установки

Пример. Обрабатывается верхняя плоскость *1* (рис. 20) заготовки, установленной на опорные планки по плоскости *2*, на горизонтально-фрезерном станке цилиндрической фрезой. Задан размер обработки $A = 52 \pm 0{,}2$ мм. Известно, что для данного случая $\Delta_{обр}/2 = \pm 0{,}08$ мм. Величиной $a_т$ пренебрегаем, так как процесс ведется при обильном охлаждении.

Наладку отрабатываем на $m = 6$ деталям, тогда приближенно

$$\Delta_{н.\,ср} = 0{,}14\delta = 0{,}14 \cdot 0{,}4 = 0{,}056 \text{ мм}.$$

Пользуясь штангенциркулем с точностью измерения по нониусу 0,02 мм, по табл. 5 определяются предельные точности измерения ± 45 мкм. Следовательно, $\Delta_{изм} = 0{,}018$ мм, $\Delta_{рег} = 0{,}03$ мм (см. выше). При $k = 1{,}2$ имеем

$$\Delta_н = \sqrt{0{,}056^2 + 1{,}2^2 (0{,}18^2 + 0{,}03^2)} = 0{,}01225;$$

$$\Delta_н \approx 0{,}012 \text{ мм}.$$

По формуле (39) размер наладки будет

$$A_{р.\,н} = 51{,}80 + 0{,}5\,(0{,}12 + 0{,}16) = 51{,}96.$$

При этом на изнашивание остается «резерв» допуска (41)

$$\Delta_{изм} = 0{,}4 - (0{,}12 + 0{,}16) = 0{,}12 \text{ мм}.$$

Таблица 5

Предельные погрешности наиболее распространенных методов измерения длин (±)

Наименование приборов и инструмента	Концевые меры		Интервалы размеров в мм		
	Разряд	Класс точности	1—10	50—80	300—500
			Предельные погрешности в мкм		
Индикаторы с ценой деления 0,01 мм при работе в пределах одного оборота стрелки:					
повышенная точность	6	3	10	10	13
нормальная точность	6	3	15	15	16
Микрометр повышенной точности	Абсолютные методы измерений		4,5	6	15
Микрометр нормальной точности			7	9	25
Нутромер микрометрический			—	18	35
Штангенциркуль с отсчетом по нониусу 0,02 мм:					
при измерении наружных размеров			40	45	70
при измерении внутренних размеров				60	90
Штангенциркуль с отсчетом по нониусу 0,05 мм:					
при измерении наружных размеров			80	90	110
при измерении внутренних размеров				130	150
Штангенциркуль с отсчетом по нониусу 0,1 мм:					
при измерении наружных размеров			150	160	230
при измерении внутренних размеров				230	300
Штихмас микрометрический:					
1-го класса точности			—	18	35
2-го класса точности				20	45

Сравним величину $a_{изн}$ с допустимым изнашиванием зубьев фрезы, уменьшающим радиус последней на величину Δ_r при $\alpha = 15°$; $\gamma = 15°$; $h_з = 0{,}4$ мм, тогда по формуле (42)

$$\Delta r = \frac{0{,}4}{\operatorname{ctg} 15° - \operatorname{tg} 15°} = \frac{0{,}4}{2{,}5} = 0{,}16 \text{ мм}.$$

В данном случае $a_{изн} \approx \Delta r$, что свидетельствует о том, что все допустимое изнашивание будет «израсходовано» в течение одной наладки станка, поскольку $\Delta r / a_{изн} \approx 1$.

7. НАЛАДКА ПО ЭТАЛОНАМ

В условиях крупносерийного и массового производства наладка станка производится по эталонам. Здесь в процессе наладки заготовка не участвует, а размер наладки определяется как раз-

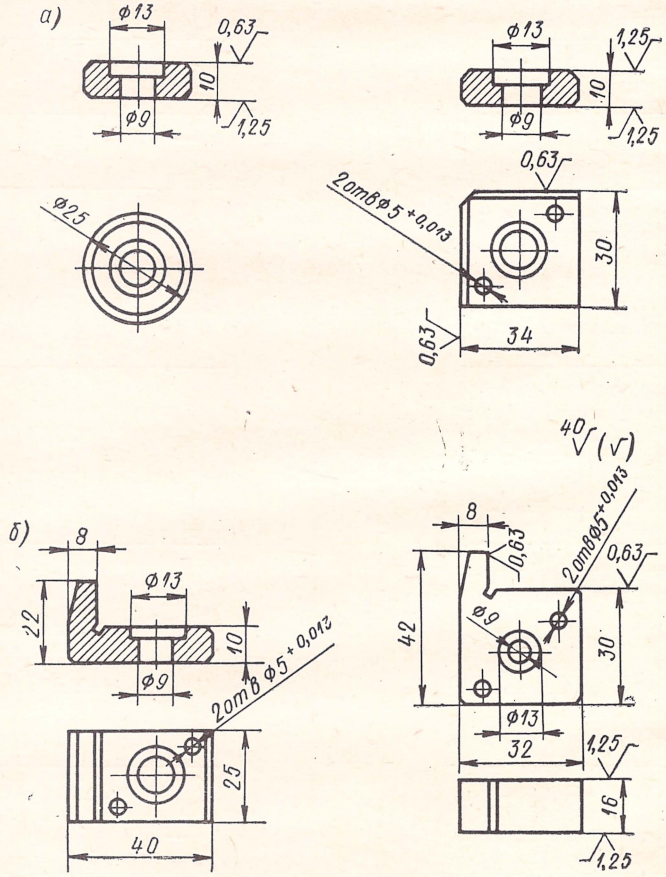


Рис. 21. Установочные эталоны

мер между поверхностью эталона и установочной поверхностью приспособления. Во избежание изнашивания эталона в процессе работы между фрезой и эталоном вводится щуп — пластинка толщиной 1—3 мм. В отличие от наладки по пробным заготовкам наладка по эталонам производится на неработающем станке.

Применяются два вида эталонов: высотные по ГОСТ 4091—57 (рис. 21, *а*) и угловые по ГОСТ 4092—57 (рис. 21, *б*). Эталоны выполняются из стали 15 и 20 и закаливаются (после цементации) на твердость *HRC* 55—60.

При вычислении погрешностей наладки по эталону возникает вопрос, какой размер определяет его положение по отношению к установочным элементам приспособления.

Размер $A_{с.н}$ представляет собой сумму размеров $A_э$ и b (толщина щупа) — рис. 22; этот размер мы назовем номиналом размера статической наладки, т. е.

$$A_{с.н} = A_э + b.$$

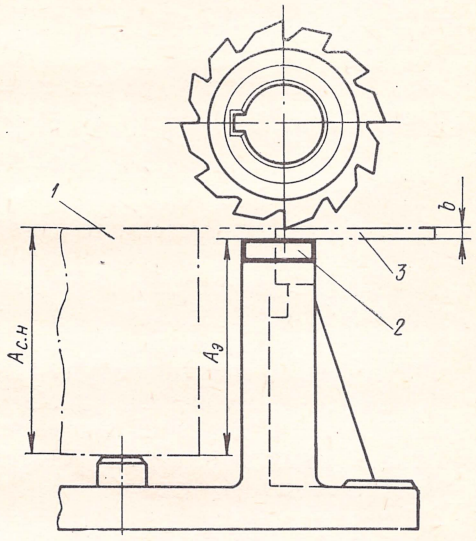


Рис. 22. Схема установки фрезы по эталону:
1 — заготовка; *2* — эталон; *3* — щуп

На размер $A_{с.н}$ будут оказывать влияние следующие погрешности: высота неровностей на обработанной поверхности заготовки ($\Delta_ш$); упругое отжатие системы СПИД ($\Delta_ж$); смещение фрезы за счет зазоров в подшипниках шпинделя ($\Delta_{заз}$).

Все эти погрешности зависят от колебания глубины резания и подачи, при которых выполняется обработка, и от механических свойств материала заготовки. Сумма всех этих величин определяет собой общую поправку на размер $A_{с.н}$. Обратим внимание на то, что $\Delta_ш$ и $\Delta_{заз}$ будут всегда положительными величинами, а погрешность $\Delta_ж$ может иметь как положительное значение, когда инструмент под действием сил резания стремится удалиться от заготовки, так и отрицательное, когда усилие резания будет приводить к врезанию инструмента. Таким образом, величина, на которую необходимо скорректировать размер наладки $A_{с.н}$, будет

$$\Delta_{попр} = \Delta_ш + \Delta_{заз} \pm \Delta_ж. \qquad (46)$$

Следовательно, номинальным наладочным размером, т. е. размером заготовки, который получится в результате ее обработки при наладке фрезы на размер $A_{с.н}$ будет

$$A_{с.н} \pm \Delta_{попр},$$

т. е. наладка должна быть произведена на размер, увеличенный за счет поправки $\Delta_{попр}$. Знак плюс берется тогда, когда размер $A_{с.н}$ в процессе обработки стремится к уменьшению, и знак минус, когда к увеличению.

Величина поправки на шероховатость обрабатываемой поверхности $\Delta_ш$ определяется высотой неровностей профиля по 10 точкам R_z, соответственно классам шероховатости поверхности (ГОСТ 2789—73):

Класс шероховатости . . .	2	3	4	5
$\Delta_ш$ в мм	0,160—0,080	0,08—0,04	0,04—0,02	0,02—0,01

Величина поправки, учитывающая жесткость системы, определяется по выражению

$$\Delta_ж = \frac{P_y}{j}, \tag{47}$$

где P_y — радиальная составляющая усилия резания при фрезеровании.

Величина поправки на зазоры в подшипниках шпинделя может быть принята [30] порядка 0,02 мм. В практических условиях можно этой величиной пренебречь в особенности для новых станков. Разогрев подшипников уменьшает величину $\Delta_{заз}$.

Кроме этого, необходимо учесть колебание размера $A_{с.н}$, так как $\Delta_{попр}$ показывает лишь смещение размера $A_{с.н}$ в пределах поля допуска. Общая погрешность статической наладки $\Delta_{с.н}$ будет определяться выражением

$$\Delta_{с.н} = 1{,}2\sqrt{\Delta_1^2 + \Delta_2^2 + \Delta_3^2}, \tag{48}$$

где Δ_1 — погрешность определения поправки на наладку $\Delta_1 = 0{,}5\Delta_{попр}$; Δ_2 — погрешность установки инструмента по эталону и простому щупу или по тонкой бумаге; $\Delta_2 = 0{,}02 \div 0{,}04$ мм, если используется предельный щуп, то при особой тщательности установки фрезы погрешность может быть снижена до $\Delta_2 = 0{,}01$ мм; Δ_3 — погрешность изготовления и сборки установочного эталона; оценивается допуском 2-го класса точности.

Таким образом, выражение для размера наладки $A_{с.н}$ при уменьшении размера в процессе обработки

$$A_{с.н} = A^{min} + \left(\Delta_{попр} + \frac{\Delta_{с.н}}{2}\right) \tag{49}$$

и когда размер увеличивается в процессе обработки

$$A_{с.н} = A^{max} - \left(\Delta_{попр} + \frac{\Delta_{с.н}}{2}\right). \tag{50}$$

На рис. 23 изображена схема расположения погрешностей $\Delta_{попр}$ и $\Delta_{с.н}$, которые должны быть вписаны в поле допуска обрабатываемого размера A. Здесь также имеется «запас» на изна-

шивание фрезы $\Delta_{изн}$ и чем меньше будет $\Delta_{попр}$, тем этот запас будет больше. Величина $\Delta_{изн}$ определится из выражения

$$a_{изн} = \delta - \left(\Delta_{попр} + \frac{\Delta_{с.н}}{2}\right), \qquad (51)$$

как для случая, когда размер наладки в процессе обработки стремится к увеличению (рис. 23, *а*), так и тогда, когда этот размер будет иметь стремление к уменьшению (рис. 23, *б*).

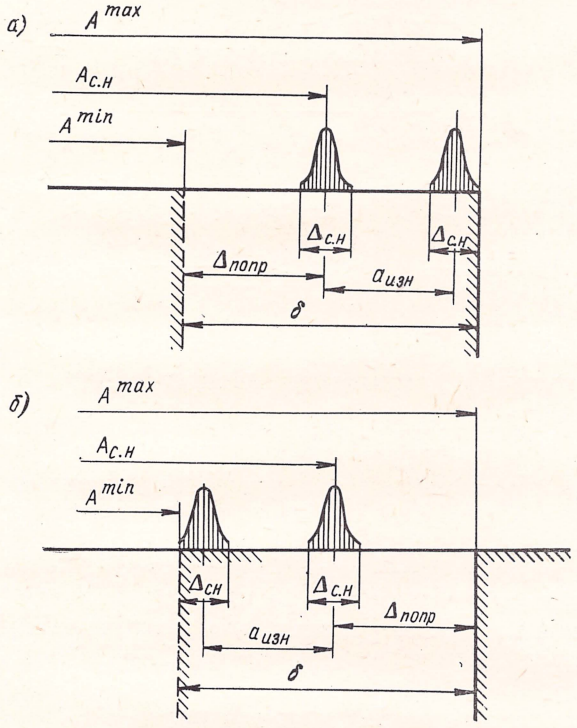


Рис. 23. Расположение погрешностей наладки: *а* — при увеличении размера A; *б* — при уменьшении размера A

В практических условиях для конструирования приспособлений и выполнения наладки станка необходимо подсчитать размер $A_{с.н}$ и только тогда можно определить размер $A_э$.

Пусть обрабатывается заготовка на размер высоты $140 \pm \pm 0{,}2$ мм (рис. 22) с классом шероховатости 4; жесткость системы $j = 7800$ кгс/мм.

Инструмент — цилиндрическая фреза $D_ф = 63$ мм, число зубьев $z = 14$. Глубина фрезерования $t = 3$ мм; ширина обрабатываемой поверхности $B = 60$ мм; подача $s_z = 0{,}08$ мм/зуб. Обрабатываемый материал — чугун.

Для принятых режимов резания радиальная составляющая усилия резания (см. гл. II, п. 10) $P_y = 78$ кгс.

Определяем поправку $\Delta_{попр}$. Для класса шероховатости 4 имеем (см. стр. 40) $\Delta_ш = 0{,}030$ мм.

Погрешность на нежесткость системы $\Delta_ж = P_y/j = 78/7800 = 0{,}01$ мм. Принимаем $\Delta_{заз} = 0{,}015$ мм, тогда $\Delta_{попр} = 0{,}030 + 0{,}010 + 0{,}015 = 0{,}055$ мм. Погрешность величины поправки $\Delta_1 = 0{,}5\Delta_{попр} = 0{,}5 \cdot 0{,}055 = 0{,}027$ мм. Погрешность на установку инструмента с использованием предельного щупа принимаем $\Delta_2 = 0{,}010$ мм. Погрешность на изготовление эталона и его установку в приспособлении принимаем $\Delta_з = 0{,}010$ мм.

Тогда

$$\Delta_{с.н} = 1{,}2\sqrt{0{,}027^2 + 0{,}010^2 + 0{,}010^2} = 0{,}03665;$$

$$\Delta_{с.н} = 0{,}037 \text{ мм}.$$

По формуле (49)

$$A_{с.н} = (140 - 0{,}2) + \left(0{,}055 + \frac{0{,}037}{2}\right) = 139{,}8735;$$

$$\Delta_{с.н} = 139{,}87 \text{ мм}.$$

По формуле (51) допускаемое изнашивание

$$a_{изн} = 0{,}4 - (0{,}055 + 0{,}037) = 0{,}308 \text{ мм}.$$

Сравним эту величину с допустимым изнашиванием зубьев фрезы. При тех же данных, что и в предшествующем примере $\Delta r = 0{,}16$ мм. Отношение $\Delta r/a_{изн} \approx 0{,}5$, т. е. в данном случае после изнашивания фрезы по задней грани на $h_з = 0{,}8$ мм ее следует передать в заточку и вновь произвести наладку станка или, для того чтобы получить размеры заготовок ближе к номиналу A, размер $A_{с.н}$ нужно увеличить на $a_{изн}/2 = 0{,}308/2 \approx 0{,}15$ мм.

8. ПОГРЕШНОСТИ, ВЫЗВАННЫЕ ТЕМПЕРАТУРНЫМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ

Температурные деформации технологической системы могут быть определены расчетом для весьма небольшого числа узлов станка. Это, с одной стороны, объясняется тем, что температурное состояние отдельных наиболее сильно нагревающихся узлов станка в начале его работы не имеет установившегося характера и лишь спустя некоторое время становится стабильным, когда работа трения и другие факторы приводят к высвобождению тепловой энергии в количестве, равном количеству тепла, отведенного от узла станка. Период установления стационарного температурного состояния и характер деформаций элементов узла могут быть определены весьма приближенно. Легче всего задача решается для таких деталей станка, как валы и шпиндели. С достаточной

для практики точностью приращение длины шпинделя $\Delta_т$ можно определить формулой

$$\Delta_т = \alpha_т L\ \Delta t,$$

где $\alpha_т$ — коэффициент линейного расширения; $\alpha_т = 0{,}000012$ для стали; L — длина шпинделя в мм; Δt — приращение температуры нагрева шпинделя в град.

Значительно труднее, а иногда и невозможно определить величину погрешности обработки, вызванную температурной деформацией станины станка.

Деформация обрабатываемой заготовки, обусловливаемая выделением теплоты в процессе резания, при фрезеровании незначительна, так как в заготовку отводится 3—5% общего количества теплоты. Применение охлаждения еще более снижает нагрев заготовки.

Практика показала, что погрешности обработки, вызванные нагревом заготовки, масса которых невелика, соответствуют отклонениям основной детали 2-го класса точности, а для деталей с большой массой эти деформации настолько малы, что ими можно пренебречь.

Для расчета температурных деформаций инструмента, заготовки и отдельных узлов станка существуют сложные зависимости между температурой нагрева, удельной теплоемкостью, плотностью материала и другими параметрами [15]. Однако все расчетные методы очень трудоемки и недостаточно точны, так как основаны на произвольных допущениях.

ГЛАВА II

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ФРЕЗЕРОВАНИЯ

9. РАСЧЕТ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Для наладки фрезерных станков необходимо подсчитать величину глубины резания t в мм, подачи s в об/мин, скорости резания v в м/мин и частоты вращения фрезы в минуту n в об/мин. Для определения сил резания и мощности, затрачиваемой на фре-

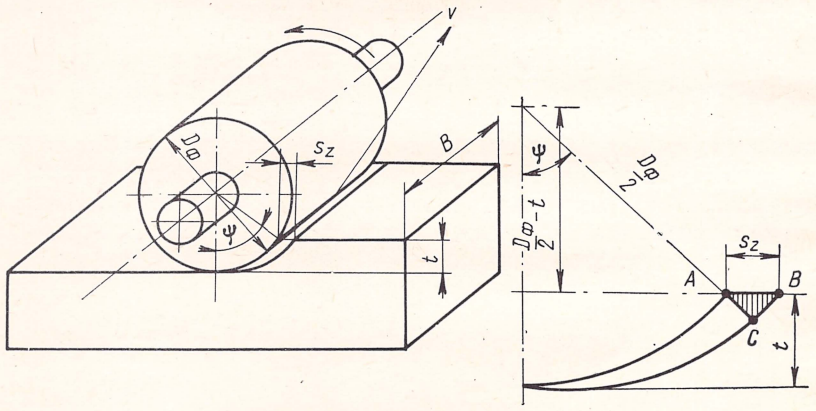


Рис. 24. Схема работы цилиндрической фрезы

зерование, необходимо определить суммарное сечение среза, для чего требуется установить величину угла контакта зуба фрезы с поверхностью резания ψ.

Для обеспечения безвибрационной работы при фрезеровании необходимо стремиться к постоянству нагрузки фрезы усилиями резания. Если в работе участвуют несколько зубьев одновременно, равномерность резания окажется достаточно высокой.

Значительно лучших результатов можно добиться, используя фрезы с винтовыми зубьями.

Подача — перемещение заготовки относительно вращающейся фрезы.

Ширина фрезерования B измеряется в плоскости, параллельной оси фрезы [1]. Угол контакта ψ в рад или в градусном исчислении

[1] Исключение составляют торцовые фрезы, где t и $B_{заг}$ меняются местами.

(рис. 24) при цилиндрическом фрезеровании вычисляется по формуле

$$\psi = \arccos\left(1 - \frac{2t}{D_\Phi}\right), \qquad (52)$$

где D_Φ — диаметр фрезы в мм.

При симметричном торцовом фрезеровании (рис. 25, *а*) угол контакта определяется зависимостью

$$\psi = 2 \arcsin \frac{B_{заг}}{D_\Phi}.$$

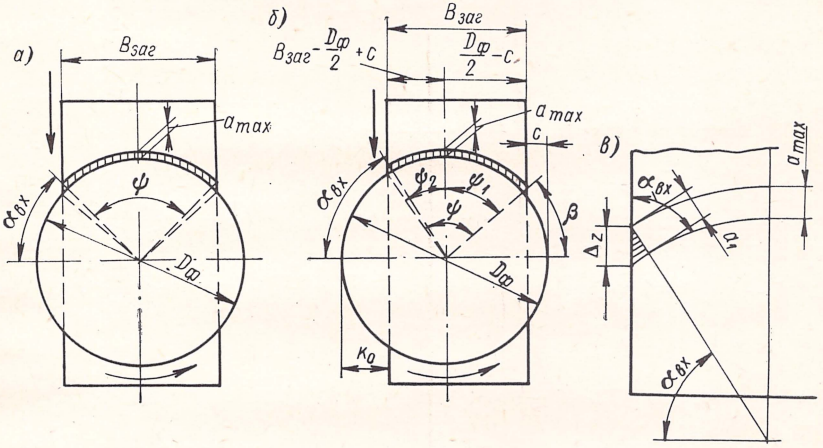


Рис. 25. Схема работы торцовой фрезы

При несимметричной установке фрезы (величина смещения c — рис. 25, *б*) угол контакта можно рассчитать по формуле

$$\psi = \psi_1 + \psi_2,$$

где

$$\sin\psi_1 = \frac{\frac{D_\Phi}{2} - c}{\frac{D_\Phi}{2}} = 1 - \frac{2c}{D_\Phi};$$

$$\sin\psi_2 = \frac{B - \frac{D_\Phi}{2} + c}{\frac{D_\Phi}{2}} = \frac{2}{D_\Phi}(B + c) - 1;$$

$$\psi = \arcsin\left(1 - \frac{2c}{D_\Phi}\right) + \arcsin\left[\frac{2}{D_\Phi}(B + c) - 1\right],$$

где D_Φ — диаметр фрезы в мм.

Если разложить $\cos\psi$ в ряд и взять лишь первые два члена этого ряда, то

$$\cos\psi = 1 - \frac{\psi^2}{2},$$

что при сопоставлении с выражением (52) дает

$$1 - \frac{\psi^2}{2} \approx 1 - \frac{2t}{D_\Phi},$$

откуда в рад

$$\psi \approx 2\sqrt{\frac{t}{D_\Phi}}$$

или в град

$$\psi = 2\sqrt{\frac{t}{D_\Phi}} \cdot \frac{180^\circ}{\pi} = 115\sqrt{\frac{t}{D_\Phi}}. \qquad (53)$$

Формула (53) позволяет приближенно рассчитать величину угла контакта ψ для цилиндрического фрезерования.

При цилиндрическом фрезеровании число зубьев z_ψ, одновременно участвующих в процессе резания, определяется по формуле

$$z_\psi = \frac{\psi}{\theta}, \qquad (54)$$

где θ — центральный угол между смежными зубьями в рад, $\theta = 2\pi/z$.

Выразив θ через z, получим $\theta = 360^\circ/z$ и, пользуясь выражением (53), найдем другую формулу для определения z_ψ

$$z_\psi = \frac{z}{\pi}\sqrt{\frac{t}{D_\Phi}}.$$

Пример. Определить число зубьев цилиндрической фрезы, одновременно участвующих в процессе резания при $\frac{t}{D_\Phi} = 0{,}146$ и $z = 24$

$$\theta = \frac{2\pi}{z} = \frac{2 \cdot 3{,}14}{24} = 0{,}261 \text{ рад.}$$

Пользуемся точной формулой (52)

$$\psi = \arccos(1 - 2 \cdot 0{,}146) = \arccos 0{,}708;$$

$$\psi = 45^\circ$$

или

$$\psi = 45^\circ \frac{\pi}{180^\circ} = \frac{\pi}{4} = 0{,}785 \text{ рад;}$$

$$z_\psi = \frac{\psi}{\theta} = \frac{0{,}785}{0{,}261} = 3.$$

Наибольшая толщина среза a^{max} при работе цилиндрической фрезой с прямыми зубьями определится из треугольника ABC (см. рис. 24), в котором дуговую сторону BC можно приближенно принять за прямую, а угол ACB — равным 90°. Тогда угол ABC будет равен ψ и

$$a^{max} = AC = s_z \sin \psi;$$

или, использовав выражение (52), после соответствующих преобразований, получим

$$a^{max} = 2s_z \sqrt{\frac{t}{D_\Phi}\left(1 - \frac{t}{D_\Phi}\right)}. \qquad (55)$$

При ширине фрезерования B наибольшее сечение среза будет

$$f^{max} = 2s_z B \sqrt{\frac{t}{D_\Phi}\left(1 - \frac{t}{D_\Phi}\right)}. \qquad (56)$$

Суммарное сечение среза F, т. е. сечение, которое срезается одновременно всеми участвующими в работе зубьями, определится суммой толщин срезов, снимаемых отдельными зубьями, для которых углы контакта рассматриваемого положения зубьев фрезы будут разными. Если очередной зуб фрезы заканчивает резание, то при условии, что $z_\psi \theta < \psi$, можно написать

$$F = Bs_z [\sin \psi + \sin (\psi - \theta) + \cdots + \sin (\psi - z\theta)]. \qquad (57)$$

Суммарное сечение среза при работе цилиндрической фрезой с винтовым зубом определится на основании рассмотрения среза каждого отдельного зуба фрезы. По рис. 26 видно, что толщина среза здесь будет переменной как по дуге контакта, так и по ширине фрезерования. Это результат того, что винтовой зуб цилиндрической фрезы входит в работу постепенно, а не всей режущей кромкой зуба фрезы. Если обозначить через ψ_1 и ψ_2 соответственно углы входа и выхода зуба в каждый отдельный момент работы фрезы, то суммарная площадь среза может быть выражена формулой

$$F = \frac{D_\Phi s_z}{2 \sin \omega} \sum_1^m (\cos \psi_1 - \cos \varphi_2), \qquad (58)$$

где ω — угол наклона зуба фрезы; m — число зубьев, одновременно находящихся в работе.

Толщина среза для всех видов торцового фрезерования — полного, неполного симметричного и неполного несимметричного

$$a^{max} = s_z \sin \psi.$$

При неполном симметричном и несимметричном фрезерованиях толщина среза, входящего в материал зуба, будет (рис. 25, *в*) при условии, что угол в плане режущей кромки зуба $\varphi = 90°$,

$$a_1 = a_z \sin \alpha_{вх}.$$

Если же $\varphi < 90°$, то

$$a_1 = s_z \sin \varphi \sin \alpha_{вх}.$$

Количество зубьев, одновременно участвующих в процессе резания, определяется так же, как и для цилиндрических фрез.

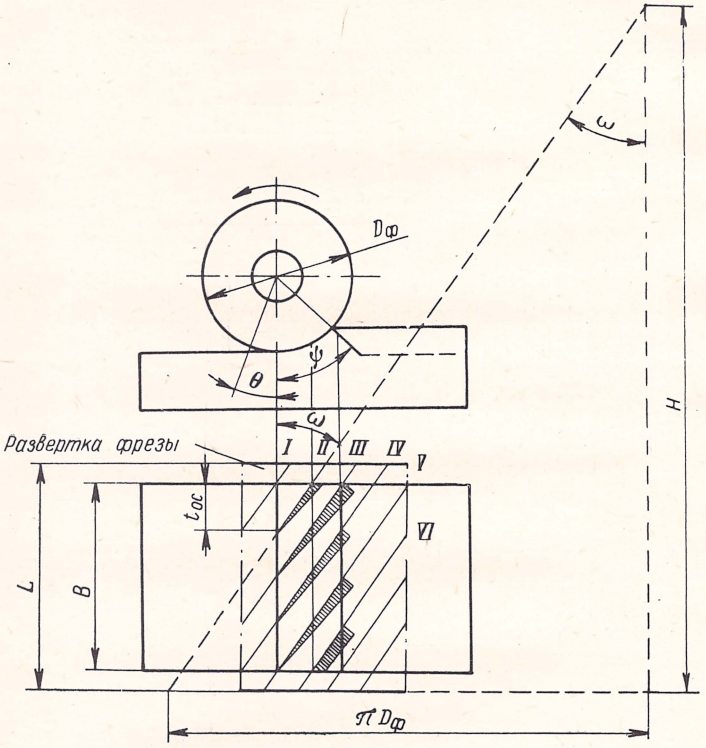


Рис. 26. Схема работы цилиндрической фрезы с винтовыми зубьями

Угол φ для несимметричного неполного фрезерования (рис. 25, *б*) определится из выражения

$$\varphi = 180° - (\alpha_{вх} + \beta), \tag{59}$$

в котором углы $\alpha_{вх}$ и β вычисляются по формулам:

$$\left.\begin{aligned} \cos \alpha_{вх} &= 2 \frac{B + c}{D_ф} - 1; \\ \cos \beta &= 1 - \frac{2c}{D_ф}. \end{aligned}\right\} \tag{60}$$

Для симметричного неполного фрезерования $\alpha = \beta$ и, следовательно,

$$\psi = 180° - 2\alpha_{вх}, \tag{61}$$

причем

$$\cos \alpha_{вх} = \frac{B}{D_ф}. \qquad (62)$$

Практически установлено, что оптимальные условия для неполного торцового фрезерования будут иметь место при $D_ф/B = 1{,}4 \div 1{,}7$.

Одним из наиболее ответственных моментов работы торцовой фрезы является врезание зуба в материал заготовки. Симметричная установка фрезы в большинстве случаев не может обеспечить оптимальных условий резания зуба, так как при этом имеет место перегрузка зуба в первоначальный момент (удар). Поэтому необходимо несколько уменьшить сечение среза в момент врезания зуба. Это может быть осуществлено при асимметричной установке фрезы (рис. 25, *б*), у которой со стороны врезания зуба величину смещения c рекомендуется выдерживать равной 0,1 $D_ф$ при $D_ф/B = 1{,}4 \div 1{,}7$, а при $D_ф/B > 2$ и при $\gamma = 10°$ следует принимать $c = (0{,}5 \div 0{,}6)\, D_ф$.

При фрезеровании жаропрочных и некоторых других групп сталей аустенитного класса, как известно, происходит приваривание стружки к зубьям фрезы. Это приводит к поломке зубьев в момент их врезания в материал. Такое явление можно избежать, если устанавливать фрезу по отношению к заготовке так, чтобы в момент выхода зуба из металла толщина среза была бы минимальной. Для осуществления этого принимается (см. рис. 25) $k_0 = (0{,}03 \div 0{,}05)\, D_ф$.

Условие равномерности фрезерования цилиндрическими фрезами с винтовыми зубьями будет выполняться при постоянстве суммарного сечения срезаемого материала. На рис. 26 показан момент, в котором зуб *I* начинает свою работу, зуб *II*, пройдя некоторый путь по поверхности резания, выполнил лишь часть среза материала, а зубья *III*, *IV* и *V* уже выходят из работы, зуб *VI* выполнил срезание материала на участке, дополняющим работу зуба *II* до полного прохода зубьев по поверхности резания. Нетрудно видеть, что при дальнейшем повороте фрезы площадь сечения среза [1], снимаемого всеми одновременно участвующими в работе зубьями, останется постоянной. Площадь поперечного сечения среза будет постоянной, если ширина фрезерования равна или кратна осевому шагу фрезы. Поэтому для осуществления равномерности фрезерования необходимо, чтобы соблюдалось условие

$$\frac{B}{t_{ос}} = K, \qquad (63)$$

где K — целое число (2 или 3).

[1] На рис. 26 на нижней проекции сечение среза условно показано повернутым на 90°.

Если известны диаметр $D_ф$, число зубьев z, угол наклона винтового зуба ω, то

$$t_{oc} = \frac{\pi D_ф}{z} \operatorname{ctg} \omega.$$

Обозначив через H шаг винтовой линии зубьев фрезы, найдем

$$\operatorname{ctg} \omega = \frac{H}{\pi D_ф} \tag{64}$$

и, следовательно,

$$\frac{Bz}{\pi D_ф \operatorname{ctg} \omega} = \frac{Bz}{H} = K. \tag{65}$$

Таким образом, параметры фрезы H, z, $D_ф$ и ω для случая фрезерования заданной ширины определяют показатель равномерности фрезерования, который при равномерном фрезеровании должен быть равен 2 или 3.

Задача может решаться несколько иначе. Предположим, что ни одна стандартная фреза не обеспечивает равномерности фрезерования и величина B путем набора параллельно установленных заготовок не может быть изменена. Тогда при конструировании фрезы с нестандартными размерами следует задать ей угол наклона зубьев, определяемый из выражения (65)

$$\omega = \operatorname{arcctg} \frac{Bz}{\pi D_ф K}. \tag{66}$$

Заметим, что с увеличением K увеличивается количество зубьев z_p, одновременно участвующих в работе, которое равно сумме количества зубьев $z_ψ$, расположенных на дуге контакта, и числа зубьев z', расположенных в осевом направлении в пределах ширины фрезерования, т. е.

$$z_p = z_ψ + z',$$

но $z' = K$ (численно)

и

$$z_p = z_ψ + K. \tag{67}$$

Величина $z_ψ$ определяется по формуле (54); численное ее значение должно находиться в пределах 3—6, так как с уменьшением ее при колебании ширины B может быть нарушена равномерность фрезерования, а увеличение $z_ψ$ ведет к возрастанию нагрузки на фрезу. Пользуясь параметром, определяемым выражением (63), можно обосновать расчетом число зубьев фрезы z. В самом деле, из уравнения (67)

$$z_ψ = z_p - K,$$

но по формуле (54)

$$z_ψ = \frac{ψ}{θ}.$$

Так как $\psi = 360°/\pi \sqrt{\frac{t}{D_ф}}$ и $\theta = 360°/z$, то

$$z_\psi = \frac{z}{\pi} \sqrt{\frac{t}{D_ф}},$$

следовательно,

$$\frac{z}{\pi} \sqrt{\frac{t}{D_ф}} = z_p - K,$$

откуда количество зубьев фрезы для равномерного фрезерования при заданных величинах $D_ф$, t, K и z будет

$$z = \pi (z_p - K) \sqrt{\frac{D_ф}{t}}. \qquad (68)$$

Пример. Выбираем стандартную цилиндрическую фрезу $D_ф = 100$ мм; $z = 16$; $\omega = 30°$. Ширина фрезерования $B = 110$ мм, следовательно, берем $L = 125$ мм (см. ГОСТ 3752—71). Тогда

$$H = 3{,}14 \cdot 110 \operatorname{ctg} 30° = 544 \text{ мм};$$

$$K = \frac{110 \cdot 16}{544} = 3{,}24.$$

Так как K не целое число, то равномерность фрезерования не обеспечена. Берем фрезу с теми же параметрами, но с диаметром $D_ф = 80$ мм, тогда

$$H = 3{,}14 \cdot 80 \operatorname{ctg} 30° = 434 \text{ мм};$$

$$K = \frac{110 \cdot 16}{434} = 3{,}98;$$

$$K \approx 4.$$

Равномерность фрезерования обеспечивается достаточно надежно.

Пример. Требуется определить число зубьев z и угол наклона зубьев ω цилиндрической фрезы диаметром $D_ф = 75$ мм при условии соблюдения равномерности фрезерования поверхности шириной $B = 60$ мм с припуском, равным глубине $t = 5$ мм.

Принимаем $K = 2$ и $z_p = 3$, тогда

$$z = 3{,}14 (3 - 2) \sqrt{\frac{75}{5}} = 12;$$

$$\omega = \operatorname{arcctg} \frac{60 \cdot 12}{3{,}14 \cdot 75 \cdot 2} = \operatorname{arcctg} 1{,}528;$$

$$\omega = 33°12'.$$

Этот расчет может оказаться полезным в случае, когда потребуется проектирование фрезы с нестандартным углом наклона зубьев.

10. СИЛОВЫЕ ЗАВИСИМОСТИ

При фрезеровании рассматривают следующие составляющие усилия резания, действующие со стороны фрезы на обрабатываемую заготовку (рис. 27):

окружное усилие P_z, направленное по касательной к окружности вершины зубьев фрезы;

радиальное усилие P_y, направленное по радиусу фрезы;

осевое усилие P_{oc}, направленное параллельно оси фрезы (на рисунке не показано);

усилие подачи P_s, параллельное направлению подачи;

вертикальное усилие P_v, направленное перпендикулярно подаче.

Величина усилий P_s и P_v определяется путем разложения равнодействующего усилия R на направление подачи и направление, перпендикулярное последней.

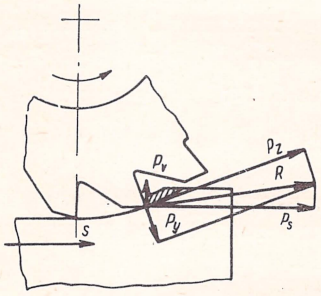


Рис. 27. Составляющие силы резания при работе цилиндрической фрезы

При обработке стали, ковкого чугуна и бронзы цилиндрическими, дисковыми, прорезными, отрезными, угловыми, фасонными (полукруглыми выпуклыми и вогнутыми) и концевыми фрезами величина усилия P_z может быть с достаточной для практики точностью определена по формуле

$$P_z = C_p t^{x_p} s_z^{y_p} B^{z_p} z D_ф^{u_p}, \qquad (69)$$

где C_p — коэффициент, зависящий от качества обрабатываемого материала и условий обработки (см. приложение I); t — глубина резания в мм; B — ширина фрезерования в мм; z — число зубьев фрезы; s_z — подача на один зуб в мм; $D_ф$ — диаметр фрезы в мм.

Величина радиального усилия P_y подсчитывается по соотношению

$$P_y = (0{,}2 \div 0{,}4)\, P_z. \qquad (70)$$

Осевая составляющая сила резания для цилиндрических и дисковых фрез с расположением режущей кромки зубьев под углом ω к оси с учетом силы трения, при которой стружка сбегает по передней поверхности зуба, определяется по выражению

$$P_{oc} = 0{,}28 P_z \operatorname{tg} \omega. \qquad (71)$$

Направление наклона зубьев фрезы следует выбирать так, чтобы сила P_{oc} была направлена в сторону шпинделя станка.

Осевое усилие для всех случаев торцового фрезерования можно подсчитывать по формуле

$$P_{oc} = (0{,}5 \div 0{,}55)\, P_z. \qquad (72)$$

Усилия P_s и P_v могут быть подсчитаны по следующим формулам.

Для цилиндрических фрез:

1) работающих по схеме встречного фрезерования (против подачи)

$$\left.\begin{aligned} P_s &= (1{,}0 \div 1{,}2)\, P_z; \\ P_v &= (0{,}2 \div 0{,}3)\, P_z; \end{aligned}\right\} \qquad (73)$$

2) работающих по схеме попутного фрезерования (по подаче)

$$\left.\begin{aligned} P_s &= (0{,}8 \div 0{,}9)\, P_z; \\ P_v &= (0{,}75 \div 0{,}8)\, P_z. \end{aligned}\right\} \qquad (74)$$

Для торцовых фрез:

1) при симметричном резании

$$\left.\begin{aligned} P_s &= (0{,}3 \div 0{,}4)\, P_z; \\ P_v &= (0{,}85 \div 0{,}95)\, P_z; \end{aligned}\right\}$$

2) при несимметричном резании против подачи

$$\left.\begin{aligned} P_s &= (0{,}6 \div 0{,}9)\, P_z; \\ P_v &= (0{,}45 \div 0{,}70)\, P_z; \end{aligned}\right\} \qquad (75)$$

3) при несимметричном резании по подаче

$$\left.\begin{aligned} P_s &= (0{,}15 \div 0{,}30)\, P_z; \\ P_v &= (0{,}9 \div 1{,}0)\, P_z. \end{aligned}\right\}$$

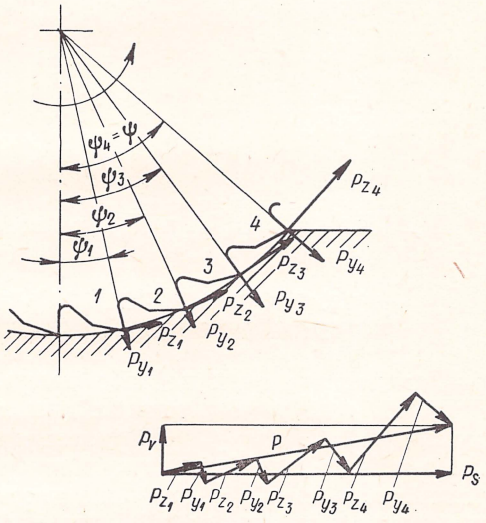


Рис. 28. Составляющие силы резания при работе торцовой фрезы

Из этих соотношений видно, что усилие P_s, нагружающее механизм подачи, при попутном несимметричном резании оказывается наименьшим, однако усилие P_y, действующее здесь в горизонтальной плоскости, приобретает значительную величину.

Приведенные зависимости для определения P_s и P_v используются при расчете зажимных элементов фрезерных приспособлений.

Величина составляющих усилия резания P_s и P_v может быть определена графически путем сложения усилий, действующих на каждом зубе фрезы. На рис. 28 показано определение этим путем равнодействующей усилий P_{z1}, P_{z2}, . . ., P_{y1}, P_{y2}, . . ., разложение которой по направлению подачи и направлению, перпендикулярному ей, позволяет определить величины усилий P_s и P_v.

Для подсчета величины эффективной мощности, т. е. мощности, которая расходуется непосредственно на процесс резания, можно воспользоваться формулой

$$N_e = C_N 10^{-5} t^{x_N} s_z^{y_N} B^{p_N} D_{\text{ф}}^{q_N} z n^{\omega_N} K_N. \qquad (76)$$

Значения коэффициента C_N и показателей степеней приведены в приложении II.

Если обрабатываемый материал отличается от того, который указан в приложении II, то величину N_e следует умножить на поправочный коэффициент K_{M_N}. Величина переднего угла γ зуба фрезы также оказывает влияние на величину N_e и, кроме того, при работе торцовыми фрезами величина эффективной мощности будет зависеть от величины угла в плане φ. Эти два последних фактора учитываются поправочными коэффициентами K_{γ_N} и K_{φ_N}. Таким образом, для всех видов фрез, за исключением торцовых,

$$K_N = K_{m_N} K_{\gamma_N}, \tag{77}$$

а для торцовых

$$K_N = K_{m_N} K_{\gamma_N} K_{\varphi_N}. \tag{78}$$

Величины K_{m_N}, K_{γ_N} и K_{φ_N} приведены в приложении II.

11. РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Определение оптимального режима фрезерования начинается с выбора типа фрезы, расчета диаметра и назначения углов заточки зубьев. Далее устанавливается глубина резания t в мм в зависимости от величины припуска и требований к допускаемой шероховатости обработанной поверхности. Фрезерование чаще всего выполняется за один рабочий ход и, следовательно, глубина резания равняется припуску на обработку. Однако повышенные требования к шероховатости поверхностей, большие припуски на обработку и недостаточная мощность фрезерных станков вызывают необходимость выполнения работы за несколько рабочих ходов, количество которых может быть установлено на основании следующих данных. При глубине фрезерования $t = 0{,}6 \div 2$ мм в зависимости от величины подачи s_z в мм/зуб обеспечивается получение поверхности по 6 и 7-му классам шероховатости, при $t = 2 \div 5$ мм — по 4 и 5-му и при $t > 5$ — по 3-му.

Далее определяется «оптимальная минутная подача». Под этим термином здесь следует понимать наибольшую подачу, допустимую по прочности и жесткости системы СПИД и обеспечивающую заданный класс шероховатости обработки. При такой подаче будет достигаться наименьшее основное время операции фрезерования.

В самом деле, основное время T_o определится как частное от деления пути прохода фрезы $L_ф$ в мм на минутную подачу $s_м$ в мм/мин, т. е.

$$T_o = \frac{L_ф}{s_м} = \frac{L_ф}{s_z z n}.$$

Выразив n через v (скорость резания), получим в мин

$$T_o = \pi 10^{-3} \frac{L_\Phi D_\Phi}{s_z z v}.$$

Отсюда видно, что кроме подачи на уменьшение T_o влияет скорость резания v, и возникает вопрос, что следует увеличивать в большей степени, s_z или v.

Известно, что скорость резания влияет на стойкость инструмента более резко, чем подача s_z. Следовательно, выгоднее вести процесс фрезерования с большими подачами за счет уменьшения скорости резания. Однако заметим, что чрезмерное увеличение подачи ведет к увеличению шероховатости обработанной поверхности, а она является величиной заданной.

В практических условиях выбор подачи s_z решается в следующем порядке. По заданному классу шероховатости обработанной поверхности выбирают s_{z_v}, пользуясь при этом табличными данными [23]. Затем проверяют, допустима ли эта величина из условия прочности механизма подачи станка. Для этого подсчитывают величину силы P_z по формулам, указанным в п. 10, подставляя в них величину s_{z_v}. Затем определяют усилия P_s, P_v, P_{oc} и находят усилие в механизме подачи $P_{под}$, величину которого сопоставляют с усилием, допускаемым прочностью наиболее слабого механизма подачи $P_{м.п}$ (указывается, как правило, в паспорте станка). Условие надежности работы станка выразится в виде

$$P_{под} = P_s + \mu (P_v + P_{oc}) \leqslant P_{м.п}, \tag{79}$$

где μ — коэффициент трения в направляющих салазок стола станка.

Далее, особенно для тяжелых работ, проводится сопоставление величины усилия подачи $P_{под}$ с величиной силы, допускаемой прочностью фрезерной оправки P_{z_0}, т. е. $P_{z_0} \geqslant P_{под}$.

Величина усилия P_{z_0} может быть определена из следующего выражения

$$P_{z_0} = \frac{0{,}1\,[\sigma_и]\,d^3}{0{,}08L + 0{,}65\sqrt{(0{,}23L)^2 + (0{,}5\alpha D_\Phi)^2}}; \tag{80}$$

где $[\sigma_и]$ — допускаемое напряжение на изгиб материала оправки в кгс/мм²; d — диаметр оправки в мм; L — длина оправки между ее опорами в мм; α — коэффициент, $\alpha = [\sigma_и]/1{,}3\,[\sigma_{кр}]$ (здесь $[\sigma_{кр}]$ — допускаемое напряжение на кручение в кгс/мм²); D_Φ — диаметр фрезы в мм.

Проверка расчетной величины усилия подачи производится путем сопоставления его с усилием, допускаемым жесткостью оправки, P_{j_0}, т. е. $P_{j_0} \geqslant P_{под}$, т. е. P_{j_0} определяется по формуле

$$P_{i_0} = \frac{4Efd^4}{l^3} \tag{81}$$

где E — модуль упругости материала оправки в кгс/мм²; f — наибольшая допускаемая стрела прогиба оправки в мм.

Для черновых работ принимают $f = 0{,}2$ мм, а для чистового фрезерования $f = 0{,}05$ мм.

При выполнении обработки торцовыми фрезами, оснащенными пластинками твердого сплава, рекомендуется произвести сопоставление расчетной величины подачи с подачей, допускаемой прочностью твердого сплава. Величины последних приведены в приложении III.

После окончательного принятия величины подачи s_z подсчитывают скорость резания по формуле

$$v = \frac{C_v D_ф^{p_v}}{T^m s^{x_v} t^{y_v} B^{q_v} z^{u_v}} K_{m_v} K_{n_v} K_{u_v} K_{\varphi_v}, \tag{82}$$

где C_v — коэффициент, характеризующий материал заготовки и условия его обработки; T — стойкость фрезы в мин; p_v; m; x_v; y_v; q_v; u_v — показатели степеней, величина которых определяется (см. приложения IV и V).

Значения коэффициентов K_{m_v}, K_{n_v}, K_{u_v} и K_{φ_v}, учитывающих соответственно механические свойства материала заготовки, состояние ее обрабатываемой поверхности, марку материала зубьев фрезы и величину главного угла в плане (для торцовых фрез [23, 32]).

Подсчитав величину скорости v, определяют частоту вращения по станку, на котором намечено выполнять работу, и пересчитывают скорость резания в м/мин

$$v_{\text{действ}} = \frac{\pi D_ф n_{\text{действ}}}{1000}. \tag{83}$$

Затем подсчитывается минутная подача, которая должна быть согласована с величиной подачи, имеющейся на станке $s_{м\,\text{действ}}$. Как правило, принимается ближайшая меньшая подача станка. По подаче в минуту окончательно устанавливается действительная подача на зуб в мм/зуб

$$s_{z\,\text{действ}} = \frac{s_{м\,\text{действ}}}{z n_{\text{действ}}}. \tag{84}$$

Если требуется произвести раздельный подсчет величины мощности, расходуемой на главное движение и движение подачи, то первая определяется по выражению (76), а вторая — по формуле $N_{\text{под}} = 0{,}15 N_e$.

Такой подсчет необходим в случае, когда на станке установлен отдельный электродвигатель для механизма подачи.

Ту и другую мощность сопоставляют с мощностью электродвигателя механизма главного движения $N_{дв}$, при этом должно соблюдаться условие

$$N_{дв} \geqslant \frac{N_{рез}}{\eta_{к.\,с}}, \tag{85}$$

где $\eta_{к.\,с}$ — к. п. д. коробки скоростей и ее привода и для электродвигателя механизма подачи,

$$N_{дв} \geqslant \frac{0{,}15N_e}{\eta_{к.\,п}}, \tag{86}$$

где $\eta_{к.\,п}$ — к. п. д. коробки подач и ее привода.

Величины $\eta_{к.\,с}$ и $\eta_{к.\,п}$ колеблются, как правило, от 0,7 до 0,85.

Заметим, что мощность электродвигателя одного и того же станка не является величиной постоянной, а зависит от частоты вращения шпинделя станка, о чем в паспорте станка должны быть соответствующие указания.

ГЛАВА III

РАСЧЕТ НАБОРА ФРЕЗ

12. РАСЧЕТ ОСЕВЫХ РАЗМЕРОВ НАБОРОВ ФРЕЗ

Наборы фрез, позволяющие производить одновременную обработку нескольких поверхностей, как известно, резко повышают производительность станочных операций. Количество фрез иногда доводится до 15—20 шт. Для обеспечения точности размеров и формы обрабатываемых поверхностей необходимо произвести подсчет размеров набора, т. е. расстояний между фрезами на оправке и диаметров отдельных фрез.

На рис. 29 показано несколько типовых случаев фрезерования набором фрез. Исходными данными для расчета размеров установки фрез на оправке являются размеры и форма обрабатываемой поверхности, а также величина тех погрешностей, которыми характеризуется установка фрез на оправке, и погрешностей изготовления фрез.

Методика расчета осевых размеров рассматривается ниже на примере фрезерования заготовки, изображенной на рис. 30.

Размерами, определяющими установку фрез на оправке, являются по сути дела расстояния между фрезами, по которым производится подбор установочных колец. Чтобы решить эту задачу, нужно прежде всего определить ширину $b_ф$ дисковой фрезы *II*, исходными данными для определения которой являются размер и допуск ширины паза заготовки. Величина $b_ф$ должна быть определена с учетом допуска на изготовление фрезы по ширине $\delta b_ф$, ее торцового биения $\Delta_б$, погрешности обработки $\Delta_о$ и запаса ширины на износ $\Delta_и$. Все эти величины должны обеспечить получение ширины паза в пределах заданного допуска $\delta b_п$. На рис. 31 показано взаимное расположение величин $\delta b_ф$, $\Delta_б$, $\Delta_о$ и $\Delta_и^{min}$ в пределах поля допуска $\delta b_п$; при этом

$$\delta b_п = \delta b_ф + \Delta_б + \Delta_о + 2\Delta_и^{min}.$$

Удвоение $\Delta_и^{min}$ объясняется двусторонним изнашиванием торцовых зубьев фрезы.

Из этого выражения определяется величина допустимого изнашивания фрезы

$$\Delta_и^{min} = 0{,}5\,[\delta b_п - (\delta b_ф + \Delta_б + \Delta_о)]. \qquad (87)$$

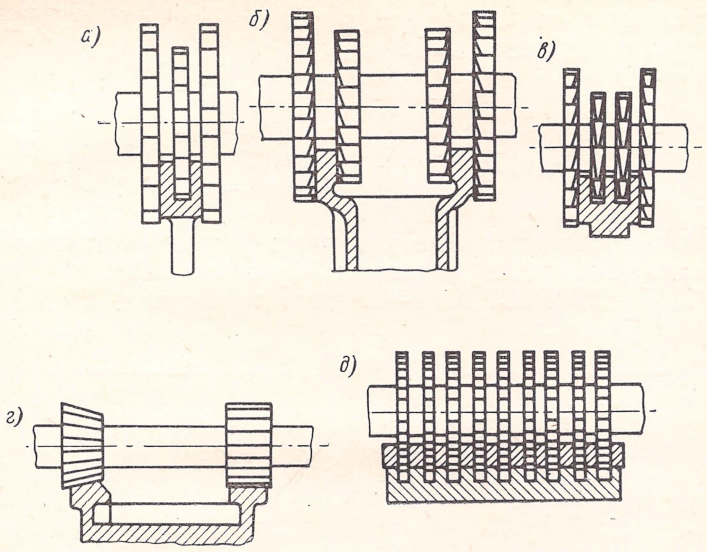


Рис. 29. Наборы фрез: *а*, *б* и *в* — наборы из дисковых фрез; *г* — набор из цилиндрической и угловой фрез; *д* — набор из отрезных фрез

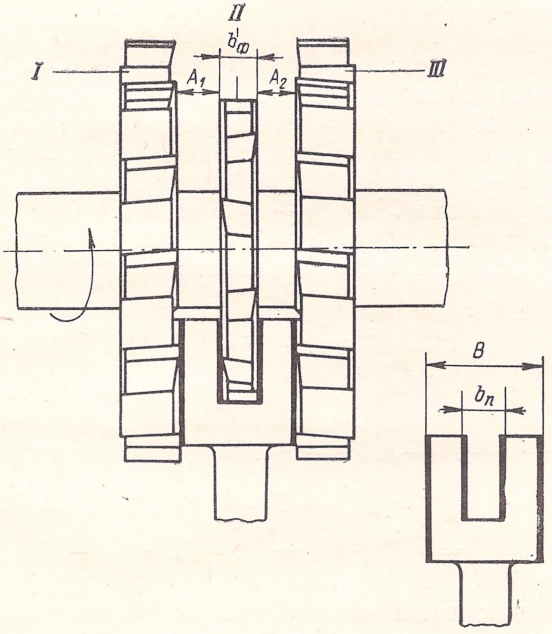


Рис. 30. Схема для расчета осевых размеров набора фрез

Величина $\delta b_ф$ может приниматься по стандартам и техническим условиям на выбранную дисковую фрезу (табл. 6), а $\Delta_ф$ по следующим данным [25]:

Диаметр фрезы в мм	$\Delta_ф$ в мм
До 50	0,04—0,06
50—120	0,06—0,09
Св. 125	0,08—0,12

Биение торцовых зубьев дисковых фрез $\Delta_б$ устанавливается ГОСТами. Так, для дисковых фрез по ГОСТ 3964—69, ГОСТ 3755—69, ГОСТ 9474—69 диаметром менее 80 мм $\Delta_б$ =

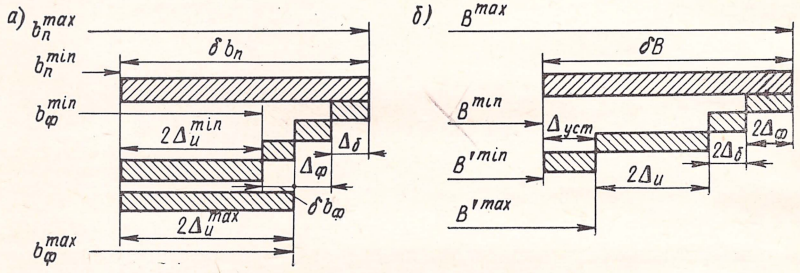


Рис. 31. Расположение полей рассеяния погрешностей

= 0,03 мм, а для фрез диаметром более 80 мм — 0,04 мм. Для сборных трехсторонних дисковых фрез по ГОСТ 1669—69 диаметром менее 100 мм $\Delta_б$ = 0,04 мм при диаметрах от 100 до 200 — 0,05 и при диаметрах свыше 200 мм — 0,06 мм; для фрез по ГОСТ 5348—69 при диаметре менее 200 мм $\Delta_б$ = 0,05 мм, а при диаметре свыше 200 мм — 0,06 мм.

За счет величины допуска на изготовление фрезы $\delta b_ф$ запас ширины последней на износ может быть обусловлен величинами (рис. 31, *а*):

$$2\Delta_и^{max} = \delta b_п - (\Delta_б + \Delta_о);$$

$$2\Delta_и^{min} = \delta b_п - (\Delta_б + \Delta_о) - \delta b_ф.$$

Начальная ширина фрезы определяется из выражений:

$$\left.\begin{aligned} b_ф^{max} &= b_п^{min} + \delta b_п - (\Delta_б + \Delta_о); \\ b_ф^{min} &= b_п^{min} + \delta b_п - (\Delta_б + \Delta_о) - \delta b_ф, \end{aligned}\right\} \qquad (88)$$

где $b_п^{min}$ — наименьшая ширина паза по чертежу заготовки.

В результате вычислений по формулам (88) может быть получен несколько заниженный размер ширины фрезы, так как $\Delta_б$,

Таблица 6

Предельные отклонения ширины фрезы в мм

Тип фрезы	ГОСТ	Ширина паза	Предельные отклонения	
			по A_{3A}	по $ПШ$
Дисковые и пазовые из Р9 или Р18	3964—69	1—3	+0,027	—0,024 —0,050
		4—6	+0,030	—0,025 —0,055
		7—10	+0,040	—0,032 —0,065
		12—16	+0,050	—0,038 —0,075
Дисковые трехсторонние из Р9 или Р18	3755—69	5—6	+0,030	—0,025 —0,055
		7—10	+0,040	—0,032 —0,065
		12—16	+0,050	—0,038 —0,075
Дисковые трехсторонние с разнонаправленными зубьями из Р9 или Р18	9474—73	6	+0,030	—0,025 —0,055
		8—10	+0,040	—0,032 —0,065
		12—18	+0,050	—0,038 —0,075
		20—22	+0,055	—0,048 —0,090
Дисковые трехсторонние со вставными ножами из Р9 или Р18	1669—69	12—50	+0,3 +0,1	
Дисковые трехсторонние со вставными ножами, оснащенными твердым сплавом	5348—69	12—40	+0,3 +0,2	

$\Delta_ф$ и $\delta b_ф$ относятся к категории случайных величин. Геометрическое суммирование их даст более реальный результат:

$$\left.\begin{aligned} b_ф^{max} &= b_п^{min} + \delta b_п - 1{,}2\sqrt{\Delta_б^2 + \Delta_о^2}; \\ b_ф^{min} &= b_п^{min} + \delta b_п - 1{,}2\sqrt{\Delta_б^2 + \Delta_ф^2 + (\delta b_ф)^2}. \end{aligned}\right\} \quad (89)$$

Следовательно, $b_ф^{min}$ будет всегда несколько больше $b_п^{min}$.

Расстояние между фрезами *I* и *III* (рис. 30) определяется прежде всего размером ширины B заготовки. Кроме того, на этот размер окажут влияние биение торцовых зубьев $\Delta_б$, погрешность

обработки $\Delta_о$, величина износа фрез $\Delta_и$ и погрешность установки фрез $\Delta_у$. Согласно рис. 31, *б* имеем

$$\delta B = 2\Delta_о + 2\Delta_б + \Delta_у + 2\Delta_и,$$

где δB — допуск размера B.

Таким образом, запас на износ торцовых зубьев фрез *I* и *III* составит величину

$$\Delta_и = 0{,}5\,(\delta B - \Delta_у) - (\Delta_о + \Delta_б). \qquad (90)$$

Величину $\Delta_у$ следует подсчитывать по методике, описанной в гл. I.

Установочный (наладочный) размер B', согласно рис. 31, *б*, будет:

$$\left.\begin{aligned} B'^{\max} &= B^{\min} + \delta B - 2\,(\Delta_о + \Delta_б + \Delta_и);\\ B'^{\min} &= B^{\min} + \delta B - 2\,(\Delta_о + \Delta_б + \Delta_и) - \Delta_у, \end{aligned}\right\} \qquad (91)$$

т. е. $B'^{\min} = B^{\min}$

Для подбора установочных колец, поскольку имеет место симметричная установка фрез относительно среднего сечения профиля заготовки, размеры $A_1 = A_2 = A$; при этом

$$A^{\max} = 0{,}5\,(B'^{\max} - b_ф^{\min});$$
$$A^{\min} = 0{,}5\,(B'^{\min} - b_ф^{\max}).$$

Допуск этого размера

$$\delta A = 0{,}5\,(\Delta_у + \Delta_ф).$$

Если бы $A_1 \neq A_2$, то они определялись бы соответствующими размерами заготовки, а допустимая погрешность этих размеров вычислялась бы тем же методом, как и при симметричном расположении фрез.

13. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРЕДЕЛЬНЫХ ДИАМЕТРАЛЬНЫХ РАЗМЕРОВ ФРЕЗ В НАБОРЕ

Размеры диаметров фрез в наборе зависят прежде всего от размеров взаимного расположения обрабатываемых поверхностей и допусков на эти размеры. Кроме того, биение зубьев оказывает влияние на предельные размеры обрабатываемой поверхности. Если фрезы расположены на достаточно больших расстояниях друг от друга и притом несимметрично относительно опор фрезерной оправки, то прогиб оправки в работе будет также влиять на выбор диаметров отдельных фрез.

Существенное влияние на определение диаметров фрез набора оказывает расположение поля допуска заданного размера обрабатываемых поверхностей.

Расчет набора основывается на том, что величина номинального диаметра одной из фрез (предпочтительно наименьшей) задается, а диаметры других фрез набора определяются расчетами, которые и приводятся ниже для ступенчатого профиля заготовки. Приняты следующее обозначения: $D_{ном}$ — номинальный диаметр одной из фрез (например, малой); D_0; D_1; D_2; D_3 — диаметры фрез набора; H_1; H_2; H_3 — высота уступа заготовки; Δ_1; Δ_2;

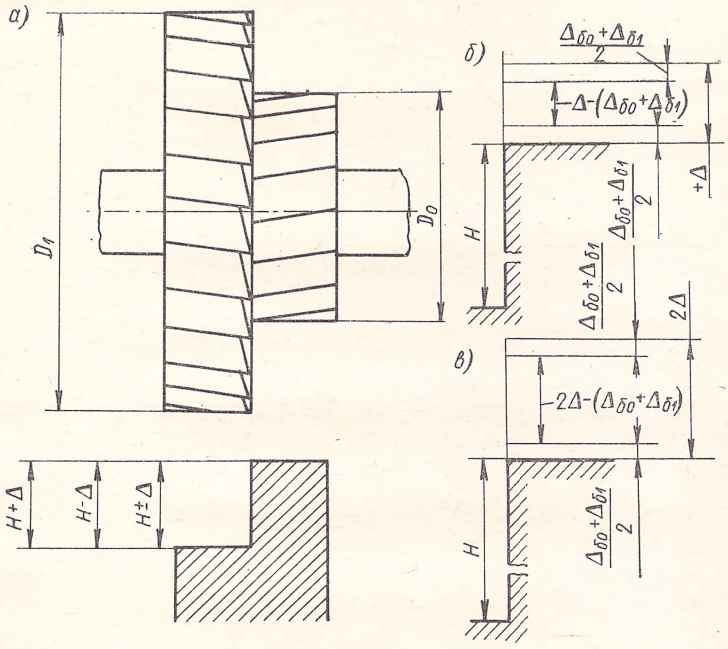


Рис. 32. Фрезерование двухступенчатой поверхности

Δ_3 — допускаемые отклонения высоты уступа заготовки; $\Delta_{б0}$; $\Delta_{б1}$; $\Delta_{б2}$; $\Delta_{б3}$ — допустимые радиальные биения фрез.

Рассмотрим несколько случаев.

I. Допуск высоты уступа задан в плюс, т. е. $H^{+\Delta}$ (рис. 32, *а*). Набор состоит из двух фрез.

В этом случае из допуска размера H с учетом биения зубьев лишь только величина $\Delta - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})$ может быть отнесена к неточности диаметра фрез (рис. 32, *б*). Если эта величина будет относиться к одной фрезе, то для соблюдения заданной точности размера H она должна быть отнесена и к другой фрезе набора. Диаметр фрезы определится из заданного профиля заготовки, а именно: $D_1 = D_{ном} + 2H + \Delta$.

Таким образом,

$$D_0 = D_{ном}{}_{-[\Delta-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}; \qquad (92)$$

$$D_1 = (D_{ном} + 2H + \Delta)_{-[\Delta-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}. \qquad (93)$$

Как это видно из выражений и рис. 32, *б*, допуск размера D_0 из-за биения фрез несколько сужается.

Если $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_{б2}$, то эти формулы приобретают более простой вид

$$D_0 = D_{ном}{}_{-(\Delta-2\Delta_{б0})}; \tag{94}$$

$$D_1 = (D_{ном} + 2H + \Delta)_{-(\Delta-2\Delta_б)}. \tag{95}$$

Пример. Задано $H = 10^{+0,25}$ мм. Принимаем для дисковой фрезы $D_{ном} = 80$ мм, для которой радиальное биение $\Delta_{б0} = 0,05$ мм.

Наибольший диаметр большей фрезы набора будет

$$D_1^{max} = 80 + 2 \cdot 10 + 0,25 = 100,25 \text{ мм}.$$

Радиальное биение фрез диаметром больше 80 мм принимается $\Delta_б = 0,05$ мм; тогда по выражениям (93), (94) $D_0 = 80_{-0,15}$ мм; $D_1 = 100,25_{-0,15}$ мм.

II. Пусть поле допуска размера H равно Δ и направлено в сторону уменьшения размера H, т. е. $H_{-\Delta}$ (рис. 32, *а*).

В этом случае погрешность диаметральных размеров фрез, как и в случае I, будет $\Delta - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})$ со знаком минус. Но для того чтобы сохранить размер $D_{ном}$ теперь уже в виде минимально допустимого, необходимо принять диаметр малой фрезы

$$D_0 = D_{ном} + \Delta - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})$$

и тогда

$$D_0 = [(D_{ном} + \Delta - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[\Delta-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}. \tag{96}$$

Теперь, чтобы обеспечить получение размера H в пределах допуска, равного минус Δ, необходимо иметь для второй (большей) фрезы

$$D_1 = [D_{ном} + 2H - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[\Delta-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}. \tag{97}$$

Если $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_б$, то

$$D_0 = (D_{ном} + \Delta - 2\Delta_б)_{-(\Delta-2\Delta_б)}; \tag{98}$$

$$D_1 = (D_{ном} + 2H - 2\Delta_б)_{-(\Delta-2\Delta_б)}. \tag{99}$$

Пример. Набор состоит из одной цилиндрической фрезы $D_{ном} = 50$ мм и одной дисковой фрезы. Задан размер $H = 8_{-0,3}$ мм. Радиальное биение для обеих фрез принимаем $\Delta_б = 0,05$ мм.

По формуле (98)

$$D_0 = (50 + 0,3 - 2 \cdot 0,05)_{-(0,3-2\cdot0,05)};$$

$$D_0 = 50,2_{-0,2} \text{ мм}.$$

По формуле (99)

$$D_1 = (50 + 2 \cdot 8 - 2 \cdot 0{,}05)_{-(0{,}3-2 \cdot 0{,}05)}; \qquad D_1 = 65{,}9_{-0{,}2} \text{ мм}.$$

III. Допуск размера H определяется отклонениями $\pm\Delta$, т. е. $H \pm \Delta$ (рис. 32).

Здесь поле допуска диаметров фрез набора может быть увеличено по сравнению с предшествующими случаями на величину Δ, поскольку в данном случае поле допуска размера H в два раза больше. Таким образом, согласно схеме рис. 32, *в*, величина поля допуска диаметров фрез определится выражением

$$2\Delta - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1}),$$

а если $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_б$, то $2\Delta - 2\Delta_б = 2(\Delta - \Delta_б)$.

Диаметры фрез

$$D_0 = [D_{ном} + \Delta - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[2\Delta-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}; \tag{100}$$

$$D_1 = D_{ном} + 2H + \Delta - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[2\Delta-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}. \tag{101}$$

При $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_б$

$$D_0 = (D_{ном} + \Delta - 2\Delta_б)_{-2(\Delta-\Delta_б)}; \tag{102}$$

$$D_1 = (D_{ном} + 2H + \Delta - 2\Delta_б)_{-2(\Delta-\Delta_б)}. \tag{103}$$

Пример. Набор состоит из двух дисковых фрез. Задан размер $H = 12 \pm 0{,}2$ мм. Принимаем $D_{ном} = 100$ мм, $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_б = 0{,}05$ мм.

По формуле (102)

$$D_0 = (100 + 0{,}2 - 2 \cdot 0{,}05)_{-2(0{,}2-0{,}05)};$$

$$D_0 = 100{,}1_{-0{,}3} \text{ мм}.$$

По формуле (103)

$$D_1 = (100 + 2 \cdot 12 + 0{,}2 - 2 \cdot 0{,}05)_{-2(0{,}2-0{,}05)};$$

$$D_1 = 124{,}1_{-0{,}3} \text{ мм}.$$

Если в наборе имеется больше двух фрез (рис. 33), то по аналогии будем иметь следующее.

I. Для случая, когда размеры ступеней H_1, H_2, ... заготовки задаются с положительными отклонениями, т. е. $+\Delta_1$; $+\Delta_2$; $+\Delta_3$ и т. д.

$$\left.\begin{aligned} D_0 &= D_{ном-[\Delta_1-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}; \\ D_1 &= (D_{ном} + 2H_1 + \Delta_1)_{-[\Delta_1-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]}; \\ D_2 &= (D_{ном} + 2H_2 + \Delta_2)_{-[\Delta_2-(\Delta_{б0}+\Delta_{б2})]}; \\ D_3 &= (D_{ном} + 2H_3 + \Delta_3)_{-[\Delta_3-(\Delta_{б0}+\Delta_{б3})]}; \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{aligned}\right\} \tag{104}$$

$$D_i = (D_{ном} + 2H_i + \Delta_i)_{-[\Delta_i-(\Delta_{б0}+\Delta_{бi})]}. \tag{105}$$

При $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_{б2} = \ldots = \Delta_б$.

$$\left.\begin{aligned} D_0 &= D_{ном-(\Delta_1-2\Delta_б)};\\ D_1 &= (D_{ном} + 2H_1 + \Delta_1)_{-(\Delta_1-2\Delta_б)};\\ D_2 &= (D_{ном} + 2H_2 + \Delta_2)_{-(\Delta_2-2\Delta_б)};\\ D_3 &= (D_{ном} + 2H_3 + \Delta_3)_{-(\Delta_3-2\Delta_б)};\\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{aligned}\right\} \quad (106)$$

$$D_i = (D_{ном} + 2H_i + \Delta_i)_{-(\Delta_i-2\Delta_б)}. \quad (107)$$

II. Для случая, когда на все размеры H_1; H_2; H_3;. . . задаются отрицательные отклонения $-\Delta_1$; $-\Delta_2$;$-\Delta_3$ и т. д.

$$\left.\begin{aligned} D_0 &= [D_{ном} + \Delta_1 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[\Delta_1-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]};\\ D_1 &= [D_{ном} + 2H_1 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[\Delta_1-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]};\\ D_2 &= [D_{ном} + 2H_2 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б2})]_{-[\Delta_2-(\Delta_{б0}+\Delta_{б2})]};\\ D_3 &= [D_{ном} + 2H_3 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б3})]_{-[\Delta_3-(\Delta_{б0}+\Delta_{б3})]};\\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{aligned}\right\} \quad (108)$$

$$D_i = [D_{ном} + 2H_i - (\Delta_{б0} + \Delta_{бi})_{-[\Delta_i-(\Delta_{б0}+\Delta_{бi})]}. \quad (109)$$

При $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_{б2} = \ldots = \Delta_б$

$$\left.\begin{aligned} D_0 &= (D_{ном} + \Delta_1 - 2\Delta_б)_{-(\Delta_1-2\Delta_б)};\\ D_1 &= (D_{ном} + 2H_1 - 2\Delta_б)_{-(\Delta_1-2\Delta_б)};\\ D_2 &= (D_{ном} + 2H_2 - 2\Delta_б)_{-(\Delta_2-2\Delta_б)};\\ D_3 &= (D_{ном} + 2H_3 - 2\Delta_б)_{-(\Delta_3-2\Delta_б)};\\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{aligned}\right\} \quad (110)$$

$$D_i = (D_{ном} + 2H_i - 2\Delta_б)_{-(\Delta_i-2\Delta_б)}. \quad (111)$$

III. Для случая, когда на все размеры H_1; H_2; H_3;. . . задаются отклонения в $\pm$, т. е. $\pm\Delta_1$; $\pm\Delta_2$; $\pm\Delta_3$;. . . т. д.

$$\left.\begin{aligned} D_0 &= [D_{ном} + \Delta_1 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[2\Delta_1-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]};\\ D_1 &= [D_{ном} + 2H_1 + \Delta_1 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б1})]_{-[2\Delta_1-(\Delta_{б0}+\Delta_{б1})]};\\ D_2 &= [D_{ном} + 2H_2 + \Delta_2 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б2})]_{-[2\Delta_2-(\Delta_{б0}+\Delta_{б2})]};\\ D_3 &= [D_{ном} + 2H_3 + \Delta_3 - (\Delta_{б0} + \Delta_{б3})]_{-[2\Delta_3-(\Delta_{б0}+\Delta_{б3})]};\\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{aligned}\right\} \quad (112)$$

$$D_i = [D_{ном} + 2H_i + \Delta_i - (\Delta_{б0} + \Delta_{бi})]_{-[2\Delta_i-(\Delta_{б0}+\Delta_{бi})]}. \quad (113)$$

При $\Delta_{б0} = \Delta_{б1} = \Delta_{б2} = \ldots = \Delta_б$

$$\left.\begin{aligned} D_0 &= (D_{ном} + \Delta_1 - 2\Delta_б)_{-2(\Delta_1 - \Delta_б)}; \\ D_1 &= (D_{ном} + 2H_1 + \Delta_1 - 2\Delta_б)_{-2(\Delta_1 - \Delta_б)}; \\ D_2 &= (D_{ном} + 2H_2 + \Delta_2 - 2\Delta_б)_{-2(\Delta_2 - \Delta_б)}; \\ D_3 &= (D_{ном} + 2H_3 + \Delta_3 - 2\Delta_б)_{-2(\Delta_3 - \Delta_б)}; \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{aligned}\right\} \quad (114)$$

$$D_i = (D_{ном} + 2H_i + \Delta_i - 2\Delta_б)_{-2(\Delta_i - \Delta_б)}. \quad (115)$$

Пример. Задан четырехступенчатый набор дисковых фрез (рис. 33) $H_1 = 5^{\pm 0,2}$ мм; $H_2 = 8^{\pm 0,3}$ мм; $H_3 = 10^{\pm 0,25}$ мм, т. е. $\Delta_1 = 0,2$ мм; $\Delta_2 = 0,3$ мм; $\Delta_3 = 0,25$ мм.

Примем $D_{ном} = 40$ мм, $\Delta_б = 0,05$ мм.

По формулам (114)

$$D_0 = (40 + 0,2 - 2 \cdot 0,05)_{-2(0,2-0,05)};$$

$$D_0 = 40,1_{-0,3} \text{ мм};$$

$$D_1 = (40 + 2 \cdot 5 + 0,2 - 2 \cdot 0,05)_{-2(0,2-0,05)};$$

$$D_1 = 50,1_{-0,3} \text{ мм};$$

$$D_2 = (40 + 2 \cdot 8 + 0,3 - 2 \cdot 0,05)_{-2(0,3-0,05)};$$

$$D_2 = 56,2_{-0,5} \text{ мм};$$

$$D_3 = (40 + 2 \cdot 10 + 0,25 - 2 \cdot 0,05)_{-2(0,25-0,05)};$$

$$D_3 = 60,15_{-0,4} \text{ мм}.$$

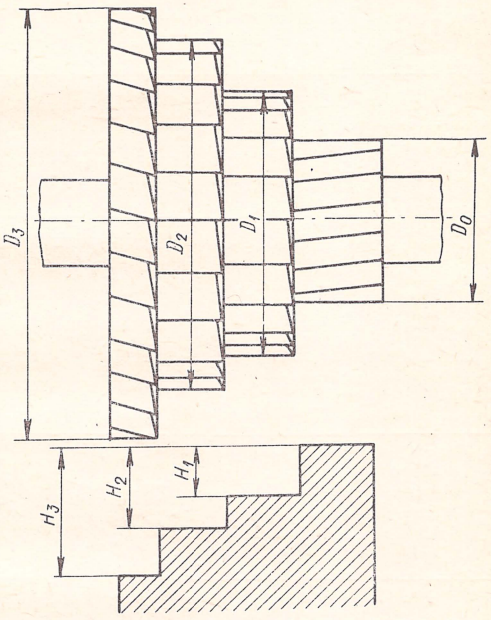


Рис. 33. Фрезерование многоступенчатой поверхности

Нетрудно убедиться, что полученные расчетом величины D_0, D_1, D_2 и D_3 обеспечивают с некоторым гарантийным запасом заданную точность размеров H_1, H_2 и H_3.

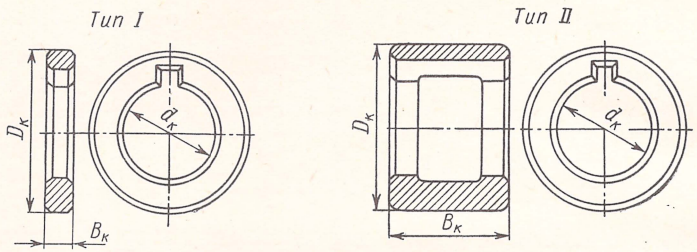
Как и раньше, для реального осуществления набора необходимо, чтобы $\Delta_i > 2\Delta_б$.

14. РАСЧЕТ НАБОРА УСТАНОВОЧНЫХ КОЛЕЦ

Для расположения фрез на оправке и соблюдения при этом заданного расстояния между ними пользуются установочными кольцами различной ширины. В табл. 7 даны размеры стандарт-

Таблица 7

Размеры установочных колец к фрезерным оправкам в мм



Внутренний диаметр $d_к$	Наружный диаметр $D_к$	Ширина $B_к$	Отклонения
13	20	Точные кольца (тип I) 1,00; 1,02; 1,04; 1,06; 1,08	±0,01
16	25	1,1; 1,2; 1,25; 1,3; 1,4; 1,5	
22	35	1,75; 2,0; 2,5; 3,0; 3,25; 5,0	±0,013
27	40	Кольца нормальные, пониженной точности (тип I) 1,0; 1,2; 1,3; 1,5; 2,0; 2,5	—0,4
32	48	3,0; 5,0	—0,48
40	58	Кольца нормальные, пониженной точности (тип II) 6	—0,48
50	68	8; 10	—0,58
		14; 18	—0,70
		20; 23; 30	—0,84
		40; 50	—1,00

ных точных колец и колец пониженной точности. В зависимости от требований к точности расположения фрез на оправке используется тот или иной вид колец.

Если из точных колец можно набрать любой номинальный размер длины с точностью до сотых долей миллиметра включительно, то кольца пониженной точности могут обеспечить получение длины набора с точностью лишь до десятых долей миллиметра.

При составлении набора колец следует стремиться к тому, чтобы набор состоял из возможно меньшего количества колец, так как это повышает точность набора. Для составления набора, как правило, начинают комплектование с тех колец, которые обеспечивают получение единиц и дробных частей размера.

Пример. Составить набор колец для размера $24{,}18^{\pm 0{,}1}$ мм. Общая номинальная ширина набора при использовании колец шириной 1,08; 1,1 и 2 мм и четырех колец по 5 мм будет

$$L = 1 \cdot 1{,}08 + 1 \cdot 1{,}1 + 1 \cdot 2 + 4 \cdot 5 = 24{,}18 \text{ мм}.$$

Отклонения от размера согласно табл. 7

$$\Delta L = \pm(1 \cdot 0{,}01) \pm (1 \cdot 0{,}01) \pm (1 \cdot 0{,}01) \pm (4 \cdot 0{,}013) = \\ = \pm 0{,}082 \text{ мм},$$

что составляет величину меньшую, чем заданные отклонения.

При составлении наборов колец вначале должны быть тщательно проверены диаметры и ширина фрез. Некоторые дисковые фрезы выполняются с шириной ступицы, отличной от ширины рабочей части фрезы. Это должно быть учтено при составлении набора установочных колец.

15. РАВНОМЕРНОСТЬ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ РАБОТЕ НАБОРОМ ФРЕЗ

Условие равномерности процесса фрезерования может быть достигнуто при работе одновременно несколькими фрезами путем их специальной установки относительно друг друга [25]. Для этого необходимо составлять наборы из фрез, которые имеют различное расположение шпоночных канавок по отношению к зубьям фрез. Кроме того, фрезы должны иметь одинаковое или кратное число зубьев. Указанные условия равномерного резания предопределяют использование для этой цели специальных фрез.

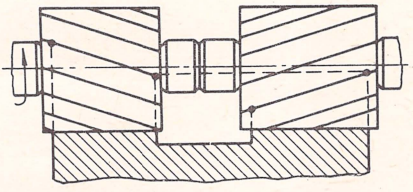


Рис. 34. Фрезерование плоскостей набором косозубых цилиндрических фрез

Задача подбора и установки фрез на оправке может решаться как аналитически, так и графически. Первый метод применим только в тех случаях, когда используются фрезы с одинаковыми диаметрами и одинаковым числом зубьев. При графическом методе решения этой задачи таких ограничений не ставят, а потому он является более универсальным.

Расположение на оправке фрез с косыми зубьями должно быть таким, чтобы зуб одной фрезы начинал работу, когда зуб другой фрезы заканчивал ее. Это показано на рис. 34. Здесь штриховыми линиями связаны точки лезвий фрез, заканчивающих и продолжающих работу фрезерования. Помимо того, необходимо подсчитать величину угла наклона зубьев ω по формуле (66), в которой под величиной B следует понимать суммарную ширину обработки $\sum B$ при использовании набора фрез, т. е. для частного

случая работы двух цилиндрических фрез, изображенного на рис. 35, *а*, $\sum B = B_1 + B_2$, а для случая работы четырех дисковых фрез (рис. 35, *б*) $\sum B = B_1 + B_2 + B_3 + B_4$.

Угловое смещение для фрез с винтовым зубом, (т. е. смещение точки M относительно точки N), определяется углом

$$\alpha_{см} = \frac{360° \sum B}{\pi D_ф \operatorname{ctg} \omega}. \qquad (116)$$

Пример. Набор должен состоять из трех цилиндрических фрез диаметром $D_ф = 120$ мм и шириной $B_1 = 40$ мм, $B_2 = 60$ мм

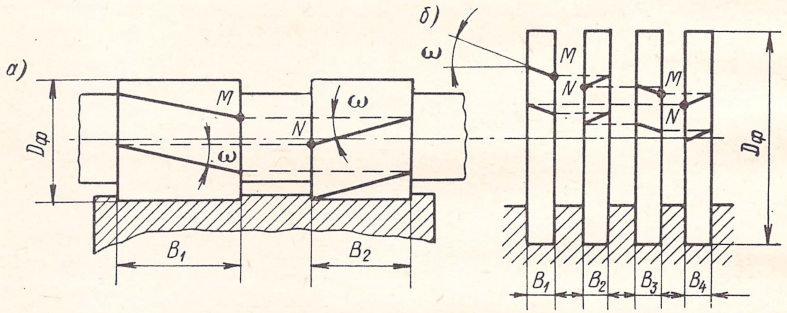


Рис. 35. Схема установки косозубых фрез: *а* — цилиндрические фрезы; *б* — дисковые фрезы

и $B_3 = 50$ мм. Число зубьев фрез $z = 12$. Число зубьев, находящихся в работе, для каждой фрезы $k = 1$.

Определяем угол наклона зубьев ω из выражения (66), в котором

$$\sum B = B_1 + B_2 + B_3 = 40 + 60 + 50 = 150 \text{ мм};$$

$$\omega = \operatorname{arcctg} \frac{z \sum B}{\pi D_ф k} = \operatorname{arcctg} \frac{12 \cdot 150}{3{,}14 \cdot 120 \cdot 1} = \operatorname{arcctg} 4{,}775;$$

$$\omega = 11° 50'.$$

Угол смещения второй фрезы по отношению к первой

$$\alpha_{см} = \alpha_{21} = \frac{360° \cdot 40}{3{,}14 \cdot 120 \cdot 4{,}775} \approx 8°.$$

Угол смещения третьей фрезы по отношению ко второй

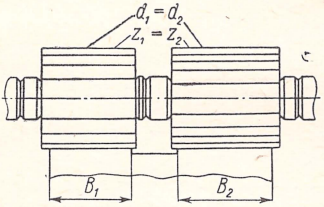
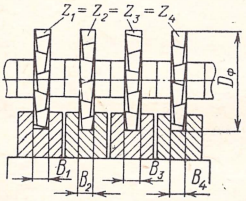
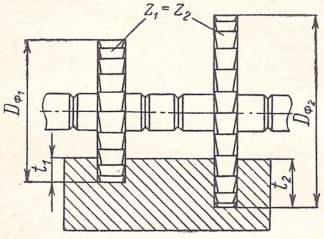
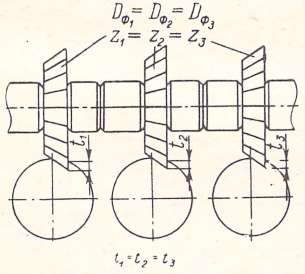
$$\alpha_{см} = \alpha_{32} = \frac{360° \cdot 60}{3{,}14 \cdot 120 \cdot 4{,}775} = 12°.$$

Угол смещения $\alpha_{см}$ можно выразить также через число зубьев фрезы z; в отдельных случаях на величину этого угла оказывают влияние также глубина фрезерования t и диаметр фрезы $D_ф$.

Наиболее часто встречающиеся в практике случаи расчета угла смещения фрез $\alpha_{см}$ для типовых наборов приведены в табл. 8.

Таблица 8

Углы смещения фрез в наборах

Схема набора	Оптимальный угол смещения
Набор из прямозубых цилиндрических фрез 	$$\alpha_{см} = \frac{360^\circ}{z_1 + z_2 + \cdots};$$ при q фрезах и $z_1 = z_2 = \cdots = z$ $$\alpha_{см} = \frac{360^\circ}{qz}$$
Набор из косозубых дисковых фрез 	$$\alpha_{см} = \frac{360^\circ}{z_1 + z_2 + \cdots};$$ при q фрезах и $z_1 = z_2 = \cdots = z$ $$\alpha_{см} = \frac{360^\circ}{qz}$$ Подсчет угла ω производится по формуле (66)
Набор из прямозубых дисковых фрез при различных углах контакта с заготовкой 	$$\alpha_{см} = \frac{360^\circ}{z_1 + z_2} \pm (\psi_1 - \psi_2)$$ Знак плюс при $\psi_1 > \psi_2$, минус — при $\psi_1 < \psi_2$. $$\psi_1 = \arccos\left(1 - \frac{2t_1}{D_{\Phi 1}}\right);$$ $$\psi_2 = \arccos\left(1 - \frac{2t_2}{D_{\Phi 2}}\right)$$
Набор из угловых фрез 	$$\alpha_{см} = \frac{360^\circ}{z_1 + z_2 + \cdots};$$ при q фрезах и $z_1 = z_2 = \cdots = z$ $$\alpha_{см} = \frac{360^\circ}{qz}$$

Как уже указывалось, в практике встречаются наборы, для которых аналитически найти величину угла смещения установки фрез на оправке весьма затруднительно и тогда прибегают к графоаналитическому методу. Такой случай будет иметь место для набора дисковых фрез, изображенного на рис. 36. Этот набор служит для одновременной обработки нескольких плоскостей детали и состоит из двух двусторонних дисковых фрез *1* и *3* и одной трехсторонней дисковой фрезы *2*.

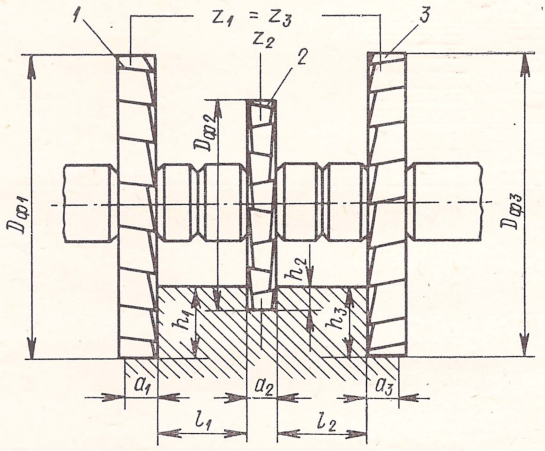


Рис. 36. Фрезерование уступов и паза набором фрез

Угловое смещение фрез *1* и *3* с прямым зубом

$$\alpha_{см} = \alpha_{13} = \frac{360^\circ}{z_1 + z_3}.$$

При $z_1 = z_2 = z_3$

$$\alpha_{см} = \alpha_{13} = \frac{360^\circ}{2z}.$$

Угол же смещения фрезы *2* по отношению к фрезам *1* и *3* можно найти лишь из графика, на котором будут изображены текущие величины среза, снимаемые зубьями отдельных фрез. Эти сечения для зубьев фрез *1* и *3* наносятся на график с учетом величины угла смещения установки этих фрез $\alpha_{см}$. Для упрощения построения графика принято, что сечения среза изменяются пропорционально углу контакта зуба с поверхностью резания, хотя на самом деле имеет место синусоидальный закон изменения. Это допущение однако не оказывает заметного искажения на результаты при решении вопроса о равномерности процесса фрезерования набором фрез. Текущие сечения среза для фрезы *2*, определяемые тем же путем, как и для фрез *1* и *3*, следует располагать так, чтобы разность между наибольшими и наименьшими суммарными сече-

ниями среза для зубьев всех фрез была минимальной. После нескольких попыток удается найти оптимальное решение.

Пример. Определить относительную угловую установку специальных фрез набора (рис. 36) при следующих данных: $a_1 = a_3 = 16$ мм; $a_2 = 10$ мм; $h_1 = h_3 = 25$ мм; $h_2 = 10$ мм; $l_1 = 58^{+0,2}$ мм, $l_2 = 62^{+0,3}$ мм.

В соответствии с основными параметрами стандартных дисковых фрез, принимаем диаметры двусторонних дисковых фрез *1* и *3* $D_{ф1} = D_{ф3} = 125$ мм и их число зубьев $z_1 = z_3 = 20$; тогда

$$D_{ф2} = D_{ф1} - 2(h_1 - h_2) = 125 - 2(25 - 10) = 95 \text{ мм}.$$

Угол наклона зубьев фрез *1* и *3* при $k = 1$

$$\omega = \operatorname{arcctg} \frac{20(16+16)}{3,14 \cdot 125 \cdot 1} \approx 31°30';$$

принимаем $\omega = 30°$.

Для обеспечения равномерности процесса работы фрез *1* и *3* необходимо установить их относительно друг друга с углом смещения

$$\alpha_{см} = \alpha_{13} = \frac{360°}{20+20} = 9°,$$

т. е. смещение будет равно полушагу, поскольку угловой шаг этих фрез $\theta = \frac{360°}{20} = 18°$.

Для построения графика текущих сечений среза необходимо подсчитать для всех фрез наибольшие и наименьшие величины этих сечений.

В данном случае из-за малой (относительно диаметра) ширины фрез можно пользоваться для подсчета сечений формулой (52) для прямозубых фрез, тогда угол контакта зубьев фрез *1* и *3*

$$\psi = \arccos\left(1 - \frac{2 \cdot 25}{125}\right) = \arccos 0,6 \approx 53°;$$

то же фрезы *2*

$$\psi = \arccos\left(1 - \frac{2 \cdot 10}{95}\right) = \arccos 0,7895 \approx 36°.$$

Площади суммарных сечений среза при $s_z = 0,1$ мм/зуб для фрез *1* и *3* по выражению (57)

$$F^{max} = 16 \cdot 0,1 (\sin 53° + \sin 35° + \sin 17°) =$$
$$= 1,6 (0,79863 + 0,57358 + 0,292237) = 2,66.$$

Принимаем $F^{max} = 2,7$ мм^2.

Минимальная суммарная площадь среза будет иметь место сразу же после выхода из материала первого зуба фрезы. Можно подсчитать, на какой угол должна повернуться фреза, чтобы сечение среза первого работающего зуба стало бы равным нулю. Этот угол очень мал и для подсчета F^{min} можно пользоваться выра-

жением для F^{max}, но не включать в него первый член в скобках, т. е. для данного случая sin 53°, тогда

$$F^{min} = 16 \cdot 0{,}1 \, (\sin 35° + \sin 17°) =$$
$$= 1{,}6 \, (0{,}57358 + 0{,}29237) = 1{,}435.$$

Принимаем $F^{min} = 1{,}4$ мм.

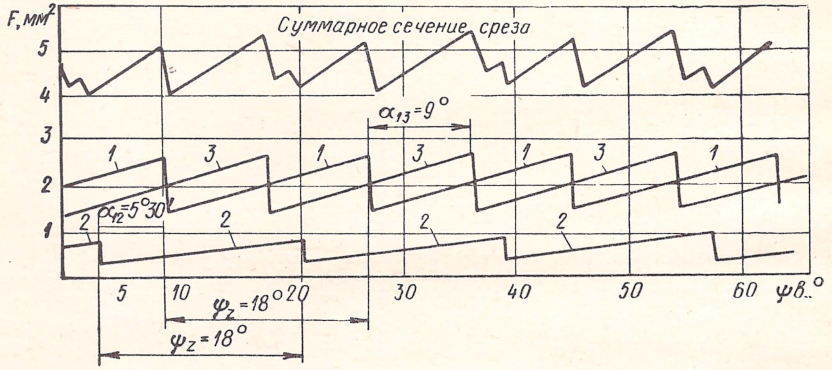


Рис. 37. График сечений среза при работе набором фрез по рис. 36.

Для фрезы *2*

$$F^{max} = 10 \cdot 0{,}1 \, (\sin 36° + \sin 18°) =$$
$$= 0{,}58778 + 0{,}30902 = 0{,}89680.$$

Принимаем $F^{max} = 0{,}9$ мм².

$$F^{min} = 10 \cdot 0{,}1 \sin 18° = 0{,}30902.$$

Принимаем $F^{min} = 0{,}3$ мм².

Теперь строим график (рис. 37) текущих сечений срезов и определяем угол смещения установки фрезы *2* относительно фрез *1* и *3*. Для оптимальных условий, обеспечивающих равномерность процесса фрезерования, по графику в данном случае $\alpha_{12} = 5° 30'$ по отношению к фрезе *1*.

ГЛАВА IV

РАСЧЕТ ЗАЖИМНЫХ УСТРОЙСТВ ФРЕЗЕРНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ

16. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СХЕМЫ СИЛ

При закреплении заготовок должны соблюдаться следующие основные положения:

1. заготовка под действием зажимного усилия не должна смещаться с опор, определяющих ее базирование;

2. во время обработки, т. е. когда действуют усилия резания, зажатая заготовка должна сохранять свое неизменное положение, чем определяется стабильность зажима;

3. зажимные усилия не должны деформировать заготовку или, точнее, деформация заготовки от зажимного услиия должна находиться в допустимых пределах.

Если любые из этих положений, определяющих выбор предельных величин зажимного усилия, окажутся невыполненными, то неизбежно появятся ошибки обработки и, кроме того, может произойти поломка режущего инструмента.

Выбрав схему закрепления заготовки и конструкцию зажима, приступают к расчету зажимного усилия: подсчитывают величину усилия резания (см. гл. II), затем определяют точку приложения и направление зажимного усилия, определяющее самое неблагоприятное, т. е. неустойчивое положение заготовки, а также точки приложения и направления реакций в опорах и сил трения в элементах зажимных и опорных устройств. После этого из условий равновесия сил, действующих на заготовку, составляют уравнения проекций на координатные оси сил и моментов.

Составление уравнения сил основывается на возможном перемещении заготовки под действием силы резания, а отсюда сумма проекций всех сил, которыми она удерживается от этого смещения, должна равняться проекции сил резания, стремящихся сдвинуть заготовку в направлении, которое определяется по составляемой схеме.

Уравнение моментов относительно точки поворота заготовки под действием силы резания должно составляться из условия равновесия моментов, поворачивающих заготовку, и моментов, удерживающих ее от этого поворота, т. е. моментов сил зажима и моментов сил трения.

Для повышения жесткости установки заготовки нередко приходится устанавливать ее на дополнительные регулируемые опоры (превышающее шесть точек опор). В связи с этим, необходимо

вводить и дополнительные зажимы. Если предусматривается ручной зажим, то конструкция и действие таковых не должны деформировать заготовку.

Благодаря случайным изменениям в процессе резания (затуплению инструмента, изменению величины припуска, увеличению твердости на отдельных участках обработки) условия резания могут измениться в сторону увеличения усилия резания, а потому рассчитанную величину последней надлежит увеличить путем умножения на коэффициент запаса $K > 1$. Эта величина является комплексной и может быть представлена в виде произведения

$$K = K_1 K_2 K_3 K_4 K_5 K_6, \qquad (117)$$

где $K_1 = 1{,}5$ — гарантированный запас, зависящий от обрабатываемого материала; K_2 — запас, зависящий от вида обработки

Таблица 9

Коэффициент запаса K

K	Обрабатываемый материал		Вид обработки		Ручной зажим ($K_3 = 1{,}3$)		Пневматический зажим ($K_6 = 1{,}0$)
	Вязкая сталь ($K_1 = 2{,}7$)	Твердая сталь, чугун ($K_1 = 2$)	Черновые проходы ($K_2 = 1{,}2$)	Чистовые проходы ($K_2 = 1{,}0$)	Зажимные рукоятки с углом поворота 90° ($K_4 = 1{,}2$)	Удобное расположение рукояток ($K_5 = 1{,}0$)	
5,0	*		*		*		
4,2	*		*			*	
3,25	*		*				*
4,20	*			*	*		
3,5	*			*		*	
2,7	*			*			*
3,75		*	*		*		
3,1		*	*			*	
2,4		*	*				*
3,1		*		*	*		
2,6		*		*		*	
2,0		*		*			*

(черновая или чистовая); K_3, K_4, K_5, K_6 — коэффициенты, зависящие от метода закрепления заготовки.

Величина K в зависимости от частных условий обработки приведена в табл. 9.

Средние значения коэффициентов трения можно при расчетах зажимных элементов принимать: $f = 0{,}1 \div 0{,}16$ (при контакте обработанной поверхности заготовки с плоскостью зажима или установочного элемента приспособления); $f = 0{,}2 \div 0{,}3$ (при контакте необработанной поверхности заготовки с установочными

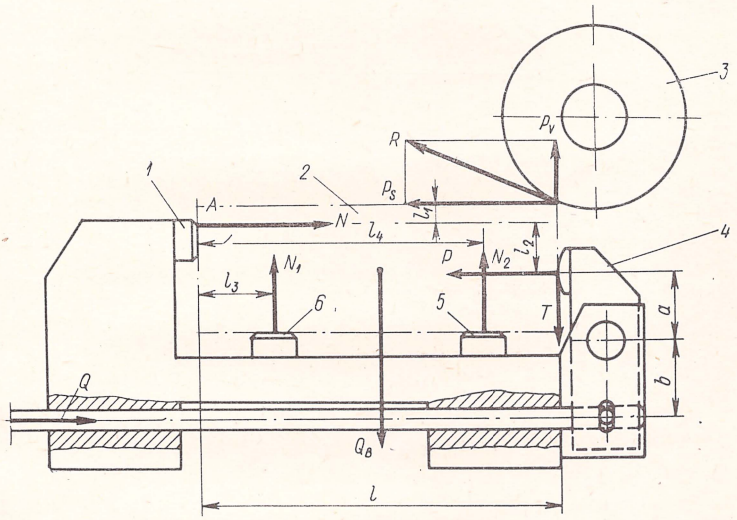


Рис. 38. Схема крепления заготовки при обработке плоскости

поверхностями, обработанными по сфере или с зажимами); $f = 0{,}5 \div 0{,}7$ (если заготовка каленая и она устанавливается на рифленую поверхность или зажимается рифленым зажимом).

При расчете зажимных элементов приспособлений следует определять усилие зажима с наибольшей возможной точностью, так как их чрезмерное увеличение приводит к неоправданному завышению расхода воздуха в пневматических, нагреву масла в гидравлических зажимах, а также недопустимой деформации зажимаемых заготовок.

Ручные зажимы рассчитываются по величине исходной, т. е. прилагаемой к рукоятке привода силы в пределе от 5 до 15 кгс.

Как уже упоминалось, расчет зажимного усилия начинается с составления схемы зажима и с определения действующих на заготовку сил.

На рис. 38 заготовка *2* закрепляется захватом *4*, прижимающем ее к упору *1* с усилием P. Установка производится на опорные пластины *5* и *6*. Обработка осуществляется цилиндрической фрезой *3* с усилием резания R, составляющие которой P_s и P_v

подсчитываются по формулам, приведенным в гл. II на стр. 53. Величина зажимного усилия P определится из уравнения моментов, стремящихся повернуть под действием усилия резания заготовку вокруг точки A. Реакции опор N_1 и N_2 вызваны массой заготовки $Q_м$ [1]. Уравнение моментов выражается

$$K(P_v l + P_s l_1) + N_1 l_3 + N_2 l_4 = P l_2 + T l,$$

но $T = fP$ и $N_1 = N_2 = \frac{1}{2} Q_м$.

Следовательно,

$$P = \frac{K(P_v l + P_s l_1) + \frac{Q_м}{2}(l_3 + l_4)}{l_2 + fl}, \qquad (118)$$

где K — коэффициент запаса; $Q_м$ — масса заготовки в кг; l, l_1, l_2, l_3, l_4 — плечи приложения сил по схеме в мм.

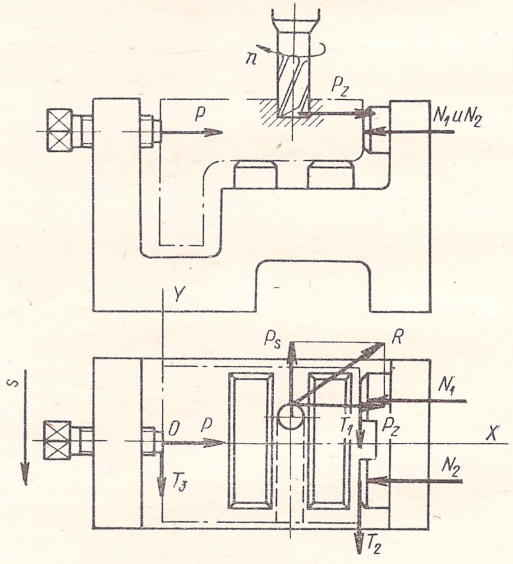


Рис. 39. Схема крепления заготовки при обработке паза

Эта сила должна быть приложена к штоку зажима с учетом длин плеч захвата, т. е. $Q = P\ a/b$, и осуществлена от того или иного привода.

На рис. 39 при фрезеровании канавки концевой фрезой возникают следующие силы: P_s и P_z, величина которых получается расчетом (см. гл. II, стр. 53), реакции N_1 и N_2 от боковых опор, сил

[1] При относительно небольших габаритах заготовки массой можно пренебречь, что упрощает расчет усилия зажима.

трения T_1, T_2 и T_3, удерживающие заготовку от смещения вдоль направления подачи s, и усилие зажима P от винта зажима заготовки. Пренебрегая массой заготовки, составим уравнения проекций сил на ось OX и $OУ$.

Проекция на OX

$$P + P_z = N_1 + N_2, \tag{119}$$

проекция на $OУ$

$$T_1 + T_2 + T_3 = P_s.$$

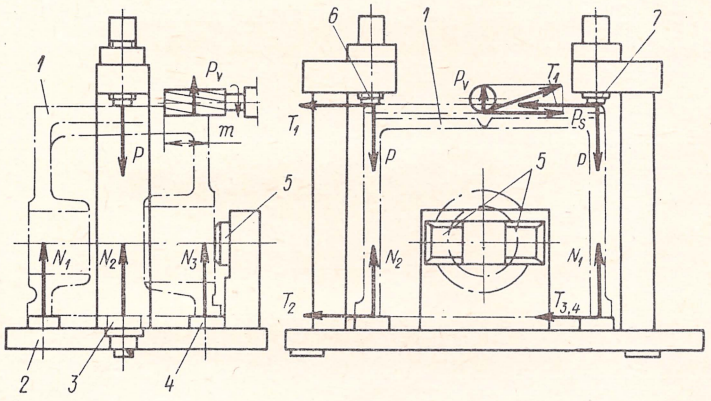


Рис. 40. Схема крепления заготовки при обработке уступа

Принимая для всех сил трения коэффициенты трения равными, т. е.

$$f_1 = f_2 = f_3 = f,$$

имеем

$$f(N_1 + N_2 + P) = P_s,$$

заменяя $N_1 + N_2$ из уравнения (119),

$$f(P + P_z + P) = P_s, \tag{120}$$

откуда с учетом коэффициента запаса K имеем усилие зажима

$$P = \frac{(P_s - fP_z)K}{2f}. \tag{121}$$

На рис. 40 показана схема установки и крепления корпусной заготовки при фрезеровании уступа концевой фрезой на горизонтально-фрезерном станке. Заготовка *1* при помощи двух винтов *6* и *7* прижимается к трем опорам *2*, *3* и *4*. Обеспечение размера m достигается установкой заготовки до упора *5*. Усилие резания и усилие зажима вызывают реакции опор N_1, N_2 и N_3 и усилия трения в опорах под винтовыми зажимами T_1, T_2, T_3 и T_4. Все силы трения удерживают заготовку от продольного смещения в процессе обработки.

Сумма проекций сил на вертикальную ось

$$2P = N_1 + N_2 + N_3 + P_v$$

и так как $N_1 = N_2 = N_3 = N$, то

$$2P - P_v = 3N. \qquad (122)$$

Проекция сил на горизонтальную ось приводит к следующему выражению:

$$P_s = T_1 + T_1 + T_2 + T_3 + T_4 = 2T_1 + (T_2 + T_3 + T_4)$$

и так как $T_2 = T_3 = T_4 = T'$, а также поскольку $T_1 = Pf$ и $T' = Nf$, то

$$P_s = 2Pf + 3Nf.$$

Подставляя значение N из уравнения (122), имеем

$$P_s = 2Pf + (2P - P_v) f,$$

откуда

$$P = \frac{P_s + P_v f}{4f} K. \qquad (123)$$

Это выражение выведено в предположении, что коэффициенты трения в опорах и зажимах имеют одну и ту же величину. Если же коэффициент трения в зажимах будет f_1, а в опорах f_2, то

$$P = \frac{P_s + P_v f_2}{2(f_1 + f_2)} K. \qquad (124)$$

Коэффициент запаса K берем из табл. 9.

17. СИЛОВЫЕ ПРИВОДЫ

Силовые механизмы подразделяются на ручные и механизированные. Среди механизмов для фрезерных работ наибольшее распространение получили винтовой и эксцентриковый зажимы, комбинации из клинового и винтового зажимов, гидравлический и пневматический зажимы.

Винтовой зажим применяется, главным образом, в сочетании с ручным приводом, и при этом он должен обеспечить надежное самоторможение. Диаметр винта d в мм для основной метрической резьбы выбирается из условия прочности по выражению

$$d = 0{,}5\sqrt{P}, \qquad (125)$$

где P — усилие зажима, которое определяется расчетом по схеме (см. стр. 52). Выражение это выведено для болтов, изготовленных из стали 45, для которой $|\sigma|_p = 8 \div 10$ кгс/мм². Сила зажима P зависит от величины момента исходной силы Q, с помощью которой поворачивается болт, от вида резьбы и формы торца болта, осуществляющего зажим. Последний фактор объясняется нали-

чием трения болта о заготовку, планку или элемент передачи усилия.

Зажим заготовки может осуществляться болтом со сферическим плоским торцом и с наконечником, который автоматически устанавливается под углом зажимной поверхности торца и осью винта, отличным от 90°.

Работа винта на рис. 41 представлена в виде рычажного механизма с плечами L и $r_{ср}$ и цилиндрическим клином с трением по одной стороне наклонной плоскости, определяемой моментом $M_{рез}$, т. е.

$$\left.\begin{aligned} QL &= M_{рез}; \\ M_{рез} &= Pr_{ср}\,\mathrm{tg}\,(\alpha + \varphi), \end{aligned}\right\} \quad (126)$$

где α — угол подъема резьбы в град; $\mathrm{tg}\,\alpha = s/2\pi r_{ср}$, $r_{ср}$ — средний радиус резьбы в мм; s — шаг резьбы в мм; φ — угол трения в град; P — сила зажима в кгс.

С тем, чтобы учесть трение на торце винта, необходимо к этому моменту приложить еще момент трения на торце $M_{тор}$, который зависит от формы торца болта или гайки, т. е.

$$M = M_{рез} + M_{тор}. \quad (127)$$

Если резьба имеет не плоский профиль, т. е. не является прямоугольной, а угол при вершине профиля составляет β, то в формуле (126) угол φ следует заменить углом $\varphi_{пр}$, величина которого определится из выражения

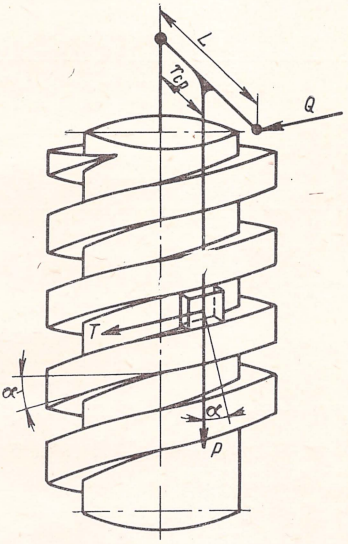


Рис. 41. Расчетная схема винтового зажима

$$\mathrm{tg}\,\varphi_{пр} = f_{пр} = \frac{f}{\cos\frac{\beta}{2}}.$$

Для трапецеиадльной и метрической треугольной резьб значения $f_{пр}$ и $\varphi_{пр}$ приведены в табл. 10, данные которой получены на основании следующих вычислений. Для нормальной метрической резьбы треугольного профиля с углом при вершине $\beta = 60°$

$$f_{пр} = \frac{f}{\cos 30°} = 1{,}15f; \quad f_{пр} = \mathrm{tg}\,\varphi_{пр} = 1{,}15f.$$

Откуда $\varphi_{пр} = \mathrm{arctg}\,(1{,}15f)$ при $f = 0{,}1$ $\varphi_{пр} = \mathrm{arctg}\,0{,}115$, т. е. $\varphi_{пр} = 6°\,34'$.

Таким же расчетом найдем значение $\varphi_{пр}$ для трапецеидальной резьбы с углом при вершине $\beta = 30°$, который будет равен $\varphi_{пр} = 5°\,56'$.

Таблица 10

Значения приведенного коэффициента и угла трения

$f_{пр}$ и $\varphi_{пр}$	Вид резьбы	При коэффициенте f для плоского контакта				
		0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$f_{пр}$	Треугольная резьба	0,115	0,230	0,345	0,460	0,575
	Трапецеидальная резьба	0,104	0,208	0,312	0,416	0,520
$\varphi_{пр}$	Треугольная резьба	6° 34′	12° 57′	19° 02′	24° 42′	29° 54′
	Трапецеидальная резьба	5° 56′	11° 45′	17° 20′	22° 35′	27° 28′

Коэффициент полезного действия винта определится как отношение

$$\eta = \frac{i}{i_{ид}} = \frac{\operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi)},$$

где i — передаточное отношение сил реального механизма, т. е. $i = \frac{Q}{P}$; $i_{ид}$ — то же для идеального, т. е. механизма, для которого трение не учитывается.

Величина i указывает, во сколько раз исходное усилие, приложенное к винту, больше усилия, которым осуществляется зажим.

Таким образом, передаточное отношение i или $i_{ид}$ есть силовая характеристика механизма. Отличие идеального от реального механизма будет состоять лишь в наличии трения в последнем, что и учитывается углом трения φ.

Для нормальных крепежных резьб по выражению (125) для $d_{ср}$ до 40 мм $\eta = 0{,}35$, а для трапецеидальной $\eta = 0{,}40$.

Отсюда видно, что к. п. д. крепежных резьб достаточно низок и, следовательно, все они могут быть отнесены к самотормозящимся элементам.

Второе слагаемое в уравнении (127) зависит от формы торца зажимного элемента (болта или гайки) и определяется:

для гаек с плоской поверхностью контакта (рис. 42, *а*)

$$M_{тор} = \frac{1}{3}\mu\frac{D_н^3 - D_о^3}{D_н^2 - D_о^2}P, \qquad (128)$$

где P — зажимное усилие в кгс; μ — коэффициент трения; $D_н$ — наружный диаметр опорной поверхности гайки в мм; $D_о$ — диаметр отверстия гайки в мм;

для плоского торца (рис. 42, *б*) $D_0 = 0$ и

$$M_{тор} = \frac{1}{3} \mu D P; \tag{129}$$

для торца с предохранительным наконечником (рис. 42, *в*), где контакт винта осуществляется по конусу отверстия в нако-

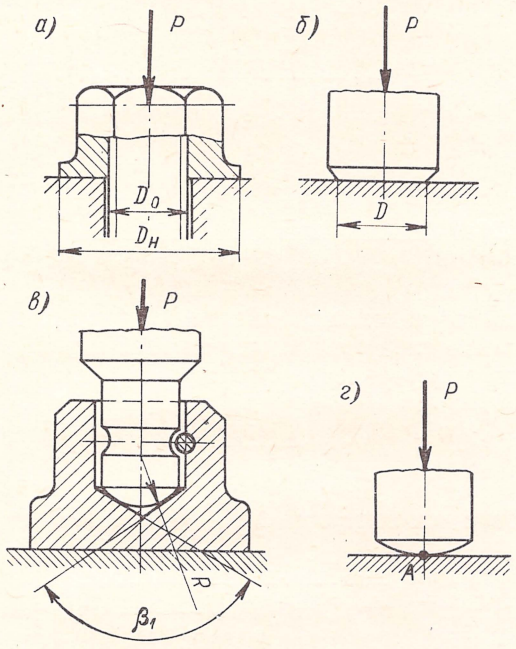


Рис. 42. Формы торца винтовых зажимов

нечнике, угол которого выполняется, как правило, равным $\beta_1 = 120°$ и R равным номинальному диаметру резьбы винта

$$M_{тор} = \mu R \operatorname{ctg} \frac{\beta_1}{2} P \tag{130}$$

и, наконец, для болта со сферическим торцом (рис. 42, *г*), для которого контакт с зажимаемой заготовкой определяется точкой, вообще никакого трения теоретически не будет и, следовательно,

$$M_{тор} = 0.$$

Таким образом, исходное усилие в зависимости от формы торца болта из (126) будет:

для сферического торца

$$Q = \frac{r_{ср} \operatorname{tg} (\alpha + \varphi_{пр})}{L} P; \tag{131}$$

для плоского торца

$$Q = \frac{r_{ср} \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_{пр}) + \frac{1}{3}\mu D}{L} P; \qquad (132)$$

для зажима с предохранительным наконечником

$$Q = \frac{r_{ср} \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_{пр}) + \mu R \operatorname{ctg}\frac{\beta_1}{2}}{L} P; \qquad (133)$$

для гайки

$$Q = \frac{r_{ср} \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_{пр}) + \frac{1}{3}\mu \frac{D_н^3 - D_о^3}{D_н^2 - D_о^2}}{L} P. \qquad (134)$$

Коэффициенты полезного действия винтовых механизмов будут определяться следующими выражениями:

для болтов со сферическим торцом

$$\eta = \frac{\operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi_{пр})};$$

для болтов с плоским торцом

$$\eta = \frac{\operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi_{пр}) + \frac{1}{3}\frac{\mu}{r_{ср}} D};$$

для болтов с предохранительным наконечником

$$\eta = \frac{\operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi_{пр}) + \frac{\mu}{r_{ср}} R \operatorname{ctg}\frac{\beta_1}{2}};$$

для гаек

$$\eta = \frac{\operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi_{пр}) + \frac{1}{3}\frac{\mu}{r_{ср}} \cdot \frac{D_н^3 - D_о^3}{D_н^2 - D_о^2}}.$$

Если сравнить величину исходного усилия по формулам (131)—(134), то для болтов со сферическим торцом она окажется наименьшей, большей она будет для плоского торца, зажима с предохранительным наконечником и гайки. Эти рассуждения окажутся действительными только при постоянных величинах L, $r_{ср}$ и Q.

18. РЫЧАЖНЫЕ МЕХАНИЗМЫ И ПРИХВАТЫ

Эти механизмы используются в сочетании с винтовыми элементами или для ускорения процесса крепления с эксцентриком или, наконец, с пневматическим или гидравлическим приводом.

На рис. 43 показаны схемы прихватов, применяемых в приспособлениях. Если обозначить через L_1 и L_2 плечи приложения сил, то для прихвата (рис. 43, *а*), представляющего собой рычаг 2-го рода, имеем из уравнения моментов относительно опоры

$$Q = \frac{L_1 + L_2}{L_1} \eta P, \tag{135}$$

где η — к. п. д., величину которого принимают 0,94 и 0,95 (при наличии пружины 0,9).

Для прихвата по рис. 43, *б*, представляющего собой рычаг 1-го рода,

$$Q = \frac{L_2}{L_1} \eta P \tag{136}$$

и для прихвата по рис. 43, *в*, схема которого представляет собой рычаг 2-го рода,

$$Q = \frac{L_2}{L_1 + L_2} \eta P. \tag{137}$$

Решая эти выражения относительно P, обнаружим, что при $L_1 = L_2$ прихват по схеме рис. 43, *а* примерно в 1/2 раза слабее, чем прихват по схеме рис. 43, *б*, а прихват рис. 43, *в* в четыре раза сильнее прихвата рис. 43, *а*.

Для расчета усилия Q безразлично, как конструктивно оформлен прихват, т. е. будет он иметь форму прямой планки или же окажется угловым; важно лишь соотношение плеч прихвата L_1 и L_2.

Если опора A в прихвате будет заменена шарниром, как это показано на этом рис. 43 справа, то в опоре будет действовать на прихват реакция W и сила трения F.

Проекция сил на вертикальную ось будет $W - Q + P = 0$; откуда

$$W = Q - P.$$

Сумма моментов относительно опоры (центра шарнира) будет

$$F \frac{d}{2} + P(L_1 + L_2) - QL_1 = 0,$$

но так как $F = f \frac{d}{2}$ $W = f \frac{d}{2}(Q - P)$, то

$$f \frac{d}{2}(Q - P) + P(L_1 + L_2) - QL_1 = 0.$$

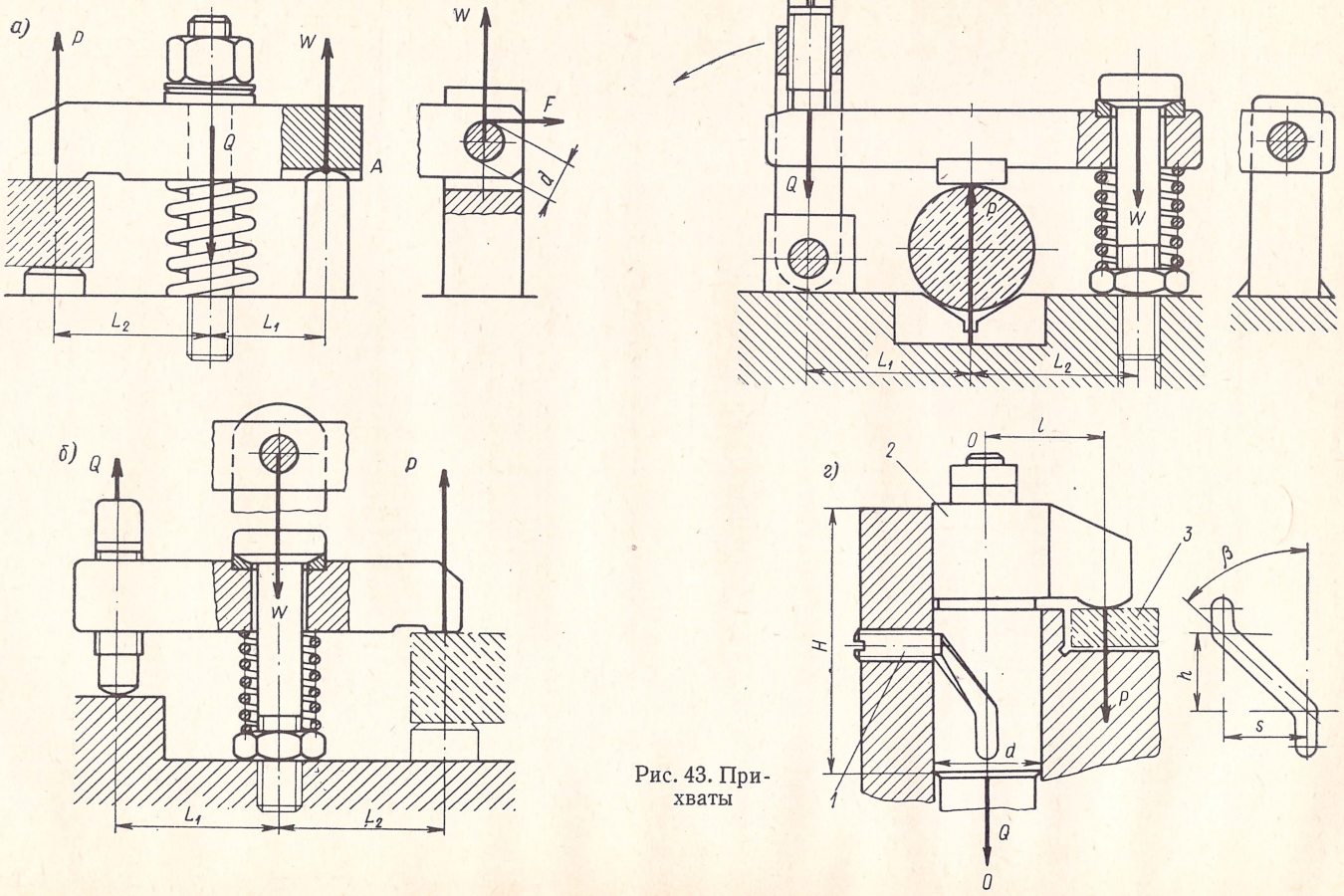


Рис. 43. Прихваты

Из этого уравнения определим величину исходного усилия

$$Q = \frac{L_1 + L_2 - f\frac{d}{2}}{L_1 - f\frac{d}{2}} P. \qquad (138)$$

Для случая (рис. 43, *б*) с шарниром в опоре

$$Q = \frac{L_2 + f\frac{d}{2}}{L_1 - f\frac{d}{2}} P \qquad (139)$$

и для случая (рис. 43, *в*) с шарниром в опоре

$$Q = \frac{L_1 + f\frac{d}{2}}{L_1 + L_2 + f\frac{d}{2}} P. \qquad (140)$$

Величину коэффициента трения f можно брать равной 0,1. Нормальными диаметрами шарнира следует считать $d = 8 — 10 — 13 — 16$ мм, диаметр шарнира выполняется по *А/Д*.

При соотношении длин плеч соответствующим конструкциям прихватов и при нормальных размерах диаметров шарнира потери на трение не превосходят, как правило, 3%, т. е. к. п. д. равен 0,97.

Наличие шарнира вместо подпружиненной опоры не меняет, разумеется, соотношения сил зажима прихватов. Наиболее сильным по-прежнему останется прихват по схеме рис. 43, *в* и наиболее слабым — прихват по схеме рис. 43, *а*. Прихват по схеме рис. 43, *б* занимает среднее положение.

Иногда применяется конструкция Г-образного поворачивающегося прихвата (рис. 43, *г*). Штифт *1*, входящий в винтовой паз штока, при подъеме поворачивает прихват *2* на 90° и заготовка *3* беспрепятственно вынимается и устанавливается в приспособлении.

Для этого зажимного устройства, на основании таких же соображений, которые легли в основу расчета клиноплунжерного устройства (см. стр. 96),

$$Q = \frac{P}{1 - \frac{3l}{H} f}, \qquad (141)$$

где l — расстояние в мм от оси плунжера до точки приложения усилия зажима P в кгс; H — длина опорной поверхности плунжера в мм, f — коэффициент трения $f = 0{,}1 \div 0{,}15$.

Для поворота прихвата на 90°

$$s = \frac{\pi d}{4}, \qquad (142)$$

а величина шага канавки на угле поворота 90° составит

$$h = \frac{s}{\operatorname{tg} \beta}, \qquad (143)$$

где β — угол подъема канавки принимается 30—40° и тогда

$$h = (1{,}2 \div 1{,}7)\ s.$$

Если предусмотрен угол поворота прихвата больший, чем 90°, то это должно быть отражено в формуле (142). Так, если необходимо, чтобы прихват повернулся на 180°, то

$$s = \frac{\pi d}{2},$$

что, конечно, отразится и на формуле (143).

19. КЛИНОВЫЕ ЗАЖИМЫ

Клиновые зажимы используются в приспособлениях в качестве самотормозящихся или несамотормозящихся элементов в механизмах с пневматическим или гидравлическим приводами, реже в качестве самотормозящихся устройств.

Самоторможение является существенным свойством клина. Так, например, в пневматических или гидравлических зажимных устройствах этим свойством пользуются как гарантией безопасности работы в случае падения давления воздуха или масла в магистрали, если не предусмотрены другие устройства. Во всех случаях в механизмах с ручным приводом применяется, как правило, самотормозящийся клин.

Условие самоторможения клина определяется углом скоса $\alpha_к$ и коэффициентом трения f на косой и плоской площадках клина. При этом клин затормаживается при

$$\alpha_к \leqslant \operatorname{arctg} f_1 + \operatorname{arctg} f_2$$

или при $f_1 = f_2 = f$

$$\alpha_к = 2\operatorname{arctg} f,$$

где f_1 и f_2 — коэффициенты трения соответственно на скошенной и плоской площадках клина.

Принимают $f = 0{,}1$ и угол трения $\varphi = 5°43'$. Следовательно, $\alpha_к \leqslant 11°$, а для увеличения надежности зажима практически берут

$$\alpha_к \leqslant 8 \div 10°.$$

Варианты клиновых устройств показаны на рис. 44.

Идеальный клиновой механизм — это механизм, в котором не учитываются силы трения.

Для него (рис. 44, *а*) $Q = W = P_{ид} \operatorname{tg} \alpha_к$, откуда

$$P_{ид} = \frac{Q}{\operatorname{tg} \alpha_к}. \qquad (144)$$

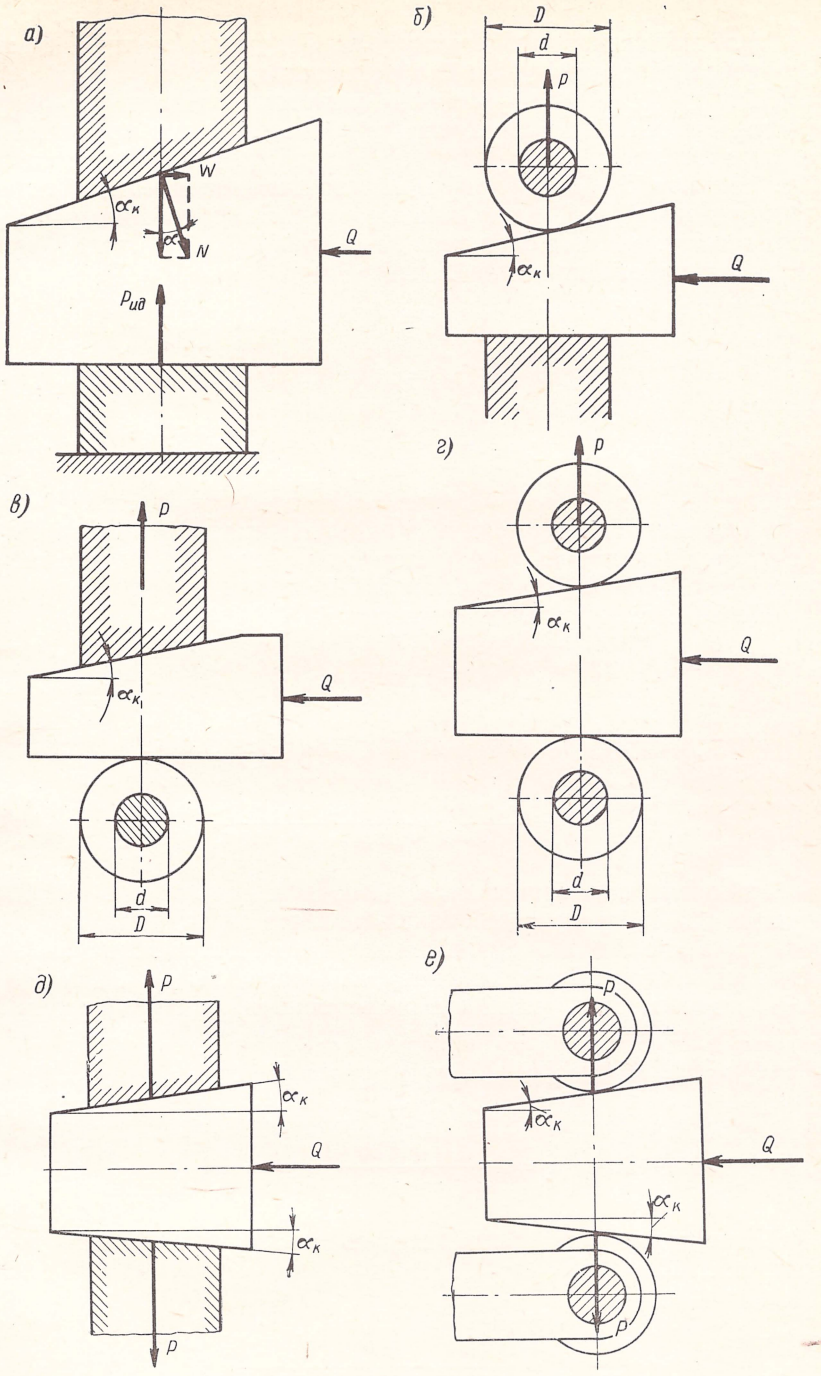


Рис. 44. Клиновые зажимы: *а* — односкосный клин без роликов; *б* — односкосный клин с роликами на скошенной площадке; *в* — то же с роликом на плоской площадке; *г* — то же с роликами на скошенной и плоской площадках; *д* — двухскосный клин без роликов; *е* — то же с роликами

Это выражение необходимо для получения величины коэффициента полезного действия η механизма.

При работе реальных клиновых механизмов следует учитывать трение по плоскости сопряжений клина на скошенной и плоской площадках. На рис. 45, *а* представлена схема клина без роликов. На скошенной и горизонтальной площадках имеем силы трения F_1 и F_2 и нормальные силы N и P, которые в результате геометрического сложения дают силы R_1 и R_2. Сила R_1 может быть разложена на силы W и P. Тогда

$$Q = W + F_2,$$

но $W = P \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1)$ и $F_2 = P \operatorname{tg} \varphi_2$,
отсюда

$$Q = P\,[\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg} \varphi_2]. \qquad (145)$$

Величина $\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg} \varphi_2 = 1/i$, где i представляет собой передаточное отношение сил клинового механизма, т. е. показывает, во сколько раз изменяется сила зажима P по сравнению с исходной силой Q, воздействующей на клин.

Передаточное отношение смещений

$$i_s = \frac{s}{s_1} = \operatorname{tg} \alpha_к. \qquad (146)$$

Коэффициент полезного действия механизма есть отношение P к $P_{ид}$

$$\eta = \frac{P}{P_{ид}} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_к}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg} \varphi_2}. \qquad (147)$$

По схеме сил односкосный клиновой механизм с роликами отличается от предыдущего лишь тем, что здесь благодаря наличию роликов трение скольжения заменяется трением качения, что приводит к тому, что в формулах (145) и (147) углы трения φ_1 и φ_2 должны быть заменены приведенными углами трения.

Если установлен один ролик со стороны скошенной площадки клина (см. рис. 44, *б*), то

$$\left.\begin{aligned} Q &= P\,[\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg}\varphi_2] \\ \text{и} \quad \eta &= \frac{\operatorname{tg} \alpha_к}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg}\varphi_2}. \end{aligned}\right\} \qquad (148)$$

Если ролик установлен лишь со стороны плоской площадки (см. рис. 44, *в*), то

$$\left.\begin{aligned} Q &= P[\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg}\varphi_2] \\ \text{и} \quad \eta &= \frac{\operatorname{tg} \alpha_к}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg} \varphi_{2пр}}. \end{aligned}\right\} \qquad (149)$$

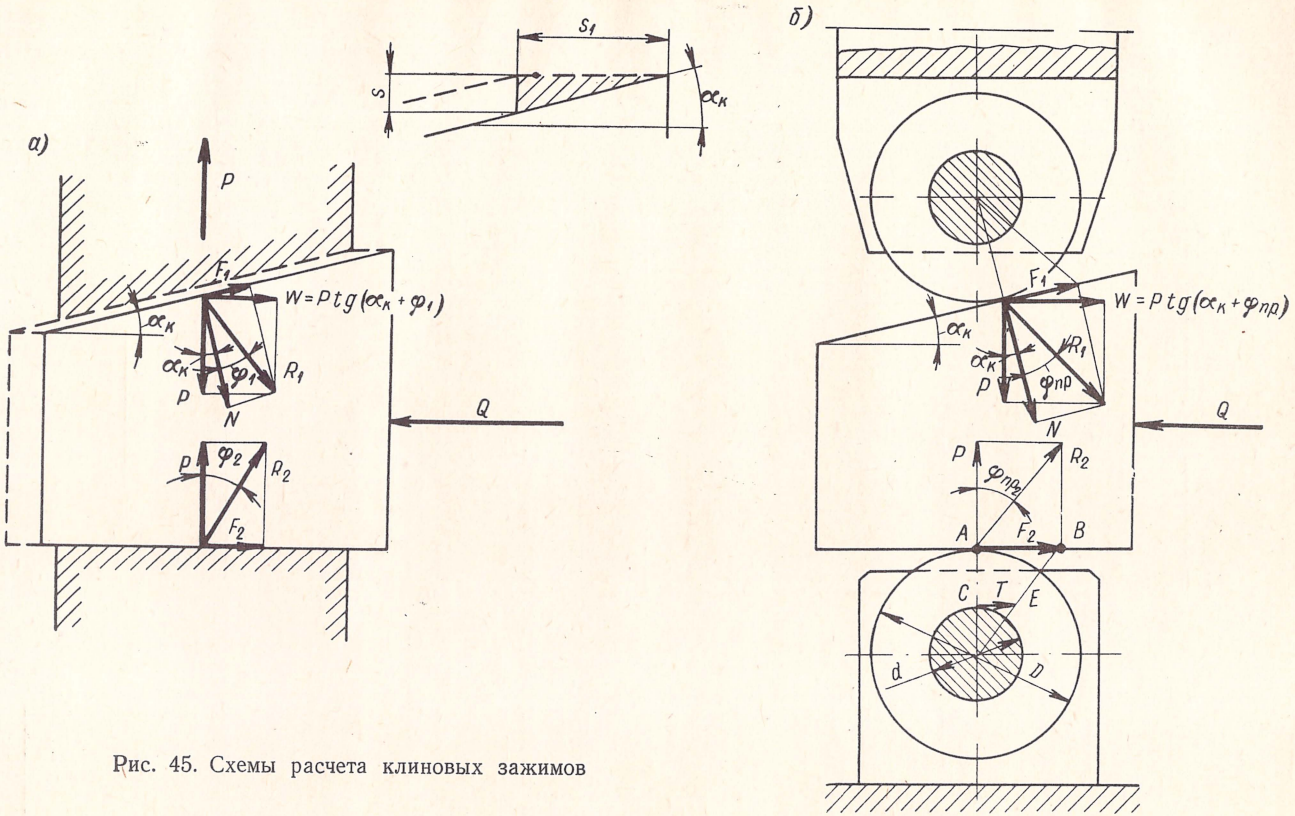


Рис. 45. Схемы расчета клиновых зажимов

Если же в механизме предусмотрена установка роликов с обеих площадок клина (см. рис. 44, *г* и 45, *б*), то

$$\left.\begin{aligned} Q &= P\left[\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg}\varphi_{2пр}\right] \\ \text{и}\quad \eta &= \frac{\operatorname{tg}\alpha_к}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg}\varphi_{2пр}}. \end{aligned}\right\} \qquad (150)$$

Величина приведенного угла трения может быть установлена на основании следующих соображений. Из треугольника (см. рис. 45, *б*) сила трения F_2 определится из соотношения

$$\frac{F_2}{T} = \frac{D}{d},$$

где D и d соответственно диаметры ролика и шейки

$$T = F_2 \frac{d}{D},$$

но, так как

$$F_2 = P \operatorname{tg}\varphi_2$$

и

$$T = P \operatorname{tg}\varphi_{2пр},$$

то

$$\operatorname{tg}\varphi_{2\,пр} = \frac{d}{D}\operatorname{tg}\varphi_2 \quad \text{или} \quad \psi_{2\,пр} = \frac{d}{D}\operatorname{arctg}\varphi_2.$$

Таким образом, приведенный угол трения есть угол, который показывает, во сколько раз меньше угол трения скольжения угла при плоской площадке клина.

Если $\varphi_2 = 5°\,50'$ и $\operatorname{tg}\varphi_2 = 0{,}1$; $d/D = 0{,}5$, то $\varphi_{2пр} = 0{,}5 \times$ $\times\ 5°\,50' = 2°\,55'$.

Для клиновых зажимов, действующих одновременно в двух направлениях и выполненных без роликов (см. рис. 44, *д*) [1] исходное усилие подсчитывается по формуле

$$\left.\begin{aligned} Q &= P \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) \\ \text{и к. п. д.}\quad \eta &= \frac{\operatorname{tg}\alpha_к}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1)} \end{aligned}\right\} \qquad (151)$$

и для аналогичных зажимов с роликами (см. рис. 44, *е*)

$$\left.\begin{aligned} Q &= P \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) \\ \text{и к. п. д.}\quad \eta_{2D} &= \frac{\operatorname{tg}\alpha_к}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})}, \end{aligned}\right\} \qquad (152)$$

где $P = P_1 + P_2$.

[1] Этот вид зажима применяется в делительных головках при фрезеровании мелких заготовок.

На рис. 46 приведены для различных схем клиновых зажимов графики, по которым можно определить величину i, т. е. передаточное отношение сил P/Q и η. В этих графиках приняты следующие величины углов и соотношение диаметров роликов:

$$\operatorname{tg}\varphi_1 = \operatorname{tg}\varphi_2 = 0{,}1;$$

$$\varphi_1 = \varphi_2 = 5^\circ\,50';$$

$$\operatorname{tg}\varphi_{1пр} = \frac{d}{D}\operatorname{tg}\varphi_1 = 0{,}05; \quad \varphi_{1пр} = 2^\circ\,50'; \quad \frac{d}{D} = 0{,}5;$$

$$\operatorname{tg}\varphi_{2пр} = \frac{d}{D}\operatorname{tg}\varphi_2 = 0{,}05; \quad \varphi_{2пр} = 2^\circ\,50'.$$

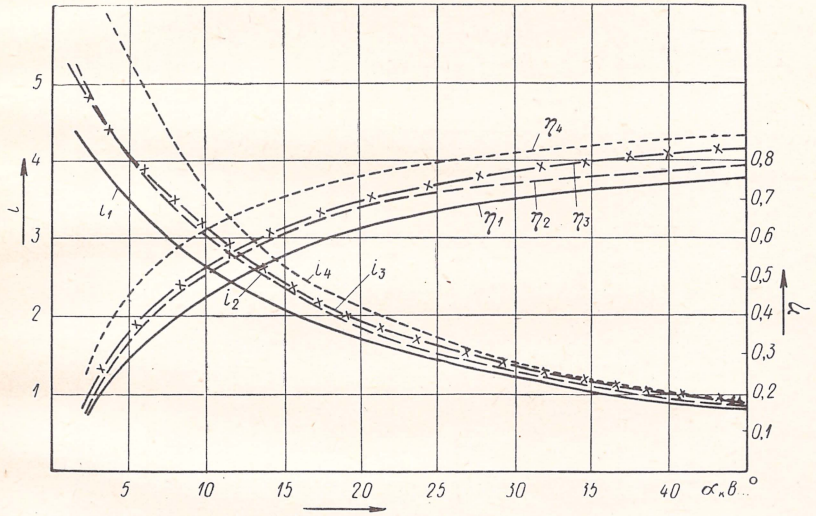


Рис. 46. Числовые характеристики клиновых механизмов:

i_1 и η_1 для клиновых механизмов без роликов; i_2 и η_2 для клиновых механизмов с роликом на горизонтальной площадке; i_3 и η_3 для клиновых механизмов с роликом на скошенной площадке; i_4 и η_4 для клиновых механизмов с роликами с обеих сторон

Пример. Величина зажимной силы $P = 120$ кгс. Клин по схеме рис. 44, *в* с углом скоса $\alpha_к = 20°$. Найти, пользуясь графиками, усилие Q и к. п. д. η.

По рис. 46 характеристика зажима $i = 1{,}85$, следовательно, $Q = 120/1{,}85 = 64$ кгс и $\eta = 0{,}67$.

Пример. Определить усилие зажима для схемы, изображенной на рис. 44, *г*, пользуясь графиком рис. 46 при величине исходного усилия $Q = 80$ кгс и $\alpha_к = 16°$.

По графику $i = 2{,}55$, следовательно,

$$P = iQ = 2{,}55 \cdot 80 = 204 \text{ кгс};$$

$$P = P_1 + P_2 = 204 \text{ кгс}$$

и при $P_1 = P_2$

$$P_1 = P_2 = 102 \text{ кгс}.$$

Клиноплунжерные механизмы отличаются от клиновых тем, что воздействуют не непосредственно на закрепляемую заготовку или элемент усилителя пневмо- или гидравлического привода, а осуществляют зажим через плунжер, перемещающийся в направляющем устройстве. На фрезерных станках чаще всего применяются одноплунжерные, односкосные клиновые механизмы без роликов (рис. 47, *а*, *б*) или с ними, причем плунжер может

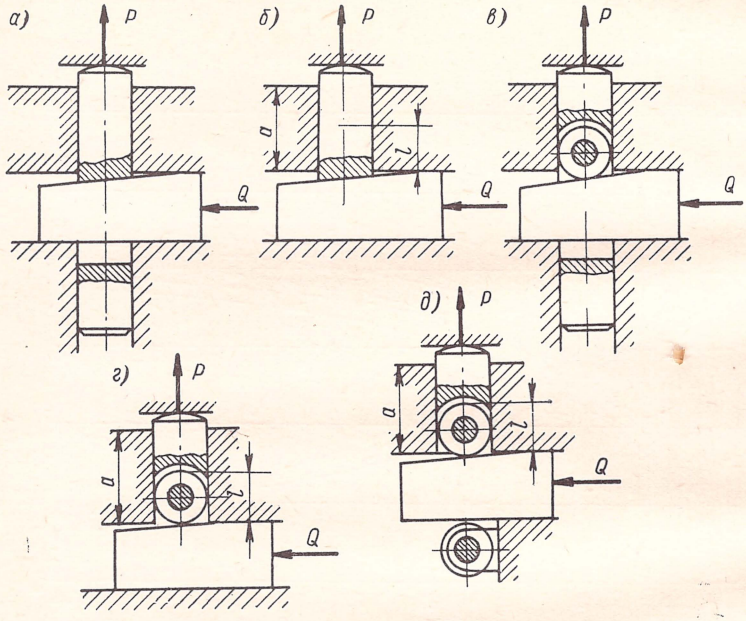


Рис. 47. Клиноплунжерные механизмы

быть как двухопорным, так и консольного типа (рис. 47). Наличие роликов, как и в простых клиновых механизмах, уменьшает трение в опорах, что может быть учтено путем введения в формулы расчета приведенных коэффициентов трения.

Передаточное отношение сил как идеальных механизмов $i_{ид}$, т. е. механизмов, не учитывающих трения на сопрягаемых поверхностях, так и перемещений i_s выражается теми же самыми формулами, как и для клиновых механизмов.

Для реального двухопорного механизма без роликов, изображенного на рис. 48, *а*, расчетная схема определяется на основании следующих соображений.

Усилие S, воздействующее на клин, будет

$$S = W \operatorname{tg} (\alpha_к + \varphi_1), \qquad (153)$$

где φ_1 — угол трения на скошенной площадке клина.

Усилие W, стремящееся переместить плунжер,

$$W = Q \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2}, \qquad (154)$$

т. е. будет меньше Q за счет трения клина о скошенную (угол трения φ_1) и плоскую (угол трения φ_2) площадки.

Подставив значение W из уравнения (154) в уравнение (153), получим

$$S = Q \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1)}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2}. \qquad (155)$$

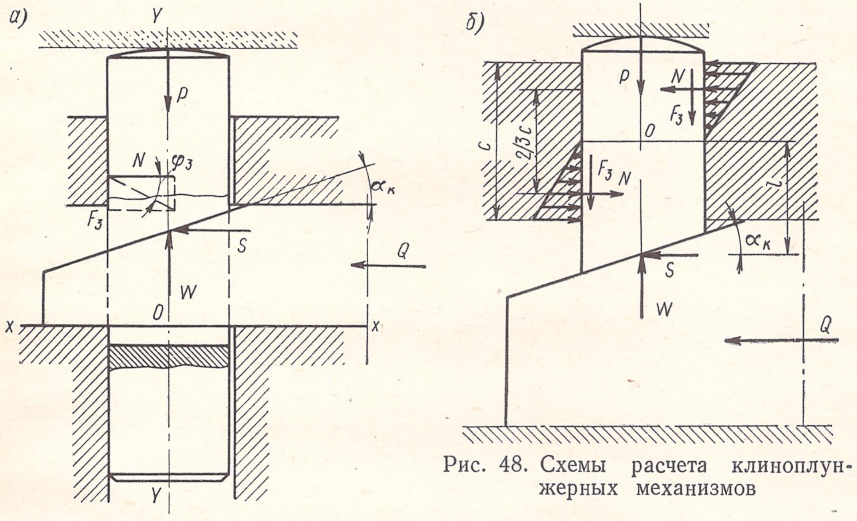


Рис. 48. Схемы расчета клиноплунжерных механизмов

Проекция сил на горизонтальную ось XX дает $N = S$ и, так как

$$F_3 = N \operatorname{tg}\varphi_3 = S \operatorname{tg}\varphi_3 = Q \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) \operatorname{tg}\varphi_3}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2},$$

то из проекции сил на вертикальную ось $УУ$ имеем

$$P + F_3 - W = 0,$$

откуда

$$P = W - F_3;$$

$$P = Q \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2} - Q \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) \operatorname{tg}\varphi_3}{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2}$$

и после преобразования

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) \operatorname{tg}\varphi_3} P. \qquad (156)$$

Сила W направлена в данном случае от клина на плунжер, поскольку мы рассматриваем равновесие плунжера, а не клина.

Из этой формулы видно, что наличие плунжера в известной мере уменьшает усилие P, которое становится естественно меньше усилия клинового механизма, поскольку нужно принимать во внимание трение на плунжере зажима. Это уменьшение величины P учитывается членом $\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1)\operatorname{tg}\varphi_3$.

Если плунжер имеет консольную конструкцию (рис. 48, *б*), то здесь придется воспользоваться приведенным коэффициентом трения. Сила W вызывает перекос плунжера вокруг точки O (средняя точка направляющих плунжера) в пределах зазора, необходимого для свободного перемещения плунжера. Нормальные усилия могут быть представлены в виде треугольников с расположением равнодействующих нормальных усилий на расстоянии друг от друга, равном $2/3\ c$, где c — длина направляющих плунжера.

Из условий равновесия плунжера моменты сил N и S вокруг точки O должны равняться нулю, т. е.

$$N\frac{1}{2}\frac{2}{3}c + N\frac{1}{2}\cdot\frac{2}{3}c - Sl = 0$$

или

$$\frac{2}{3}cN = Sl$$

и так как

$$N = \frac{F_3}{\operatorname{tg}\varphi_3},$$

то

$$Sl = \frac{2}{3}\ c\ \frac{F_3}{\operatorname{tg}\varphi_3},$$

или

$$2F_3 = \frac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3 S,$$

т. е. коэффициент при S и явится приведенным коэффициентом трения, а именно,

$$\operatorname{tg}\varphi_{3пр} = \frac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3 \qquad (157)$$

$\operatorname{tg}\varphi_3 = f_3$ — коэффициент трения двухопорного плунжера.

Таким образом, для односкосного клинового механизма с консольным плунжером

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})\ \frac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3} P. \qquad (158)$$

Для односкосного клинового механизма с роликом на скошенной стороне и с двухопорным плунжером (рис. 47, *в*)

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg}\varphi_2}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})\dfrac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3} P, \qquad (159)$$

где

$$\varphi_{1пр} = \operatorname{arctg}\left(\frac{d}{D}\operatorname{tg}\varphi\right).$$

Для односкосного клинового механизма с роликом на скошенной стороне и с консольным плунжером (рис. 47, *г*)

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр}) + \operatorname{tg}\varphi_2}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})\dfrac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3} P. \qquad (160)$$

Для односкосного клинового механизма с консольным плунжером и роликами на скошенной и прямой сторонах (рис. 47, *д*)

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})\dfrac{d}{D}\operatorname{tg}\varphi_2}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})\dfrac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3} P. \qquad (161)$$

К. п. д. клиноплунжерных механизмов подсчитывают по формуле

$$\eta = \frac{i}{i_{нд}}, \qquad (162)$$

где i — коэффициент при величине исходной силы Q по формулам (156), (158), (159), (160) и (161)

$$\eta = i \operatorname{tg}\alpha_к. \qquad (163)$$

Самоторможение определяется условием $f = 0{,}1$ и $d/D = 0{,}5$ для:

механизмов без роликов $\alpha_к = 11°$;

механизмов с одним роликом $\alpha_к \leqslant 8° 33'$;

механизмов с двумя роликами $\alpha_к \leqslant 5° 40'$.

Несамотормозящиеся механизмы выполняются с углами клина $\alpha_к = 10°$.

Если механизм выполнен с двухскосным клином, приводящим в движение две передачи зажимного устройства (рис. 49, *а*), то

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1)}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_1)\dfrac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3} P. \qquad (164)$$

Для двухплунжерного клинового механизма с роликами (рис. 49, *б*)

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})\frac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3} P. \qquad (165)$$

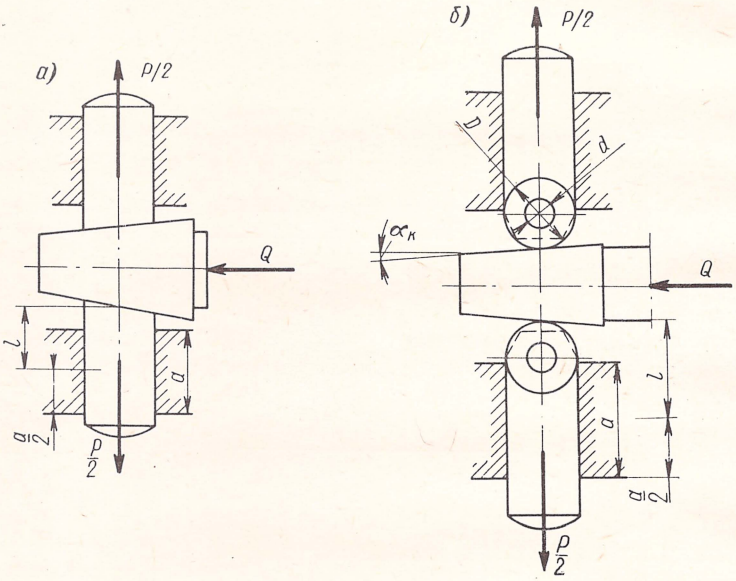


Рис. 49. Схемы двухплунжерных клиновых механизмов

Величина усилия зажима P является силой, приходящейся на два зажима и, таким образом, на один зажим приходится

$$P_1 = \frac{P}{2}.$$

На рис. 50 дан график передаточных отношений i зажимной силы к исходной силе $i = P/Q$ и к. п. д. η при следующих расчетных данных:

$$\operatorname{tg}\varphi_1 = \operatorname{tg}\varphi_2 = \operatorname{tg}\varphi_3 = 0{,}1;$$

$$\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi_3 = 5^\circ\,50';$$

$$\operatorname{tg}\varphi_{1пр} = \operatorname{tg}\varphi_{2пр} = \frac{d}{D}\operatorname{tg}\varphi_2 = 0{,}05; \quad \varphi_{1пр} = \varphi_{2пр} = \varphi_{3пр} = 2^\circ\,50';$$

$$\operatorname{tg}\varphi_{3пр} = \frac{3l}{c}\operatorname{tg}\varphi_3 = 0{,}21; \quad \varphi_{3пр} = 11^\circ; \quad \frac{l}{c} = 0{,}7.$$

Пример. Рассчитать усилия на двухскосном клине с плунжерами, снабженными роликами, для $P = 400$ кгс и $\alpha = 15^\circ$ при $\varphi_{1пр} = 2^\circ\,50'$ и $\varphi_3 = 5^\circ\,50'$; $l/D = 0{,}7$.

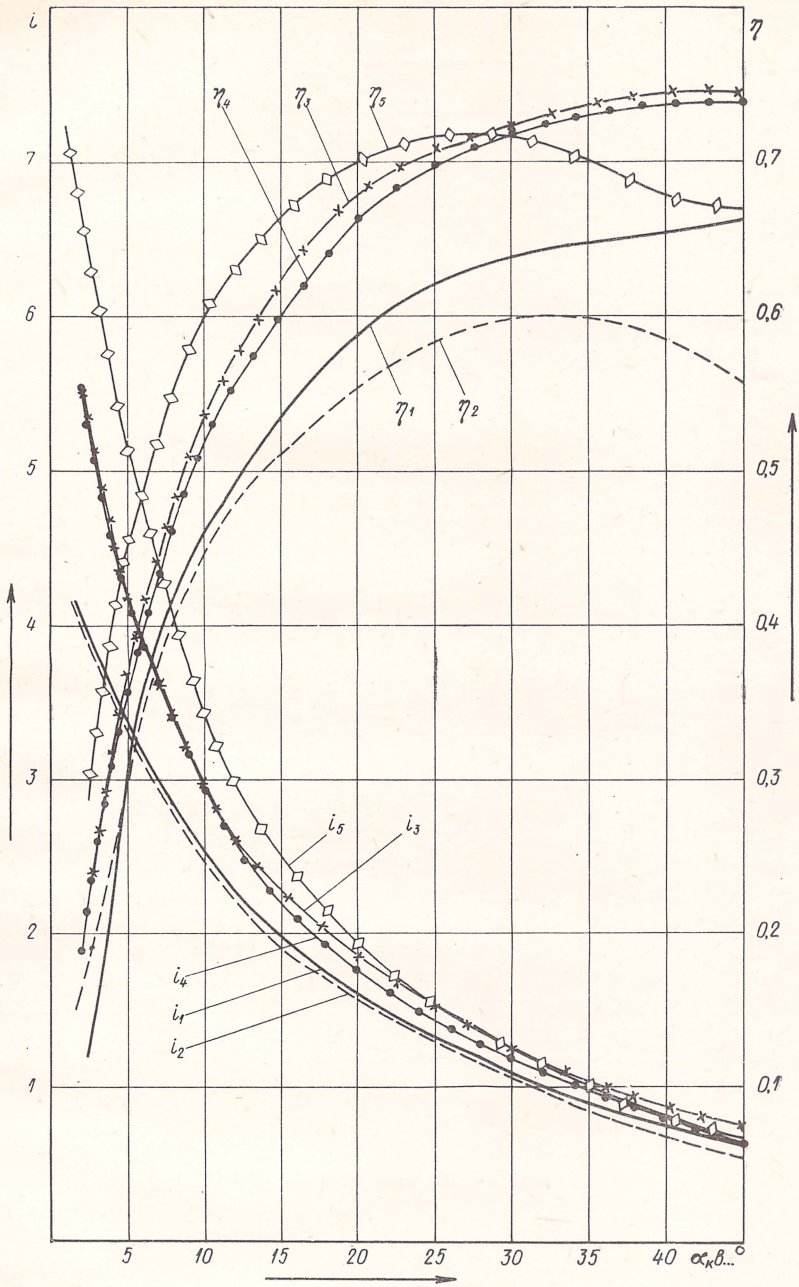


Рис. 50. Числовые характеристики клиноплунжерных механизмов

Для решения пользуемся формулой (165), т. е.

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})}{1 - \operatorname{tg}(\alpha_к + \varphi_{1пр})\frac{3l}{c} - \operatorname{tg}\varphi_з} P =$$

$$= \frac{\operatorname{tg}(15° + 2° 50')}{1 - \operatorname{tg}(15° + 2° 50') 3 \cdot 0{,}7 \operatorname{tg} 5° 50'} \cdot 400 = 140 \text{ кгс}.$$

Таким образом,

$$i = \frac{P}{Q} = \frac{400}{140} = 2{,}86,$$

т. е. усилие, которым зажимается заготовка, в 2,86 раза больше, чем усилие, перемещающее клиновой механизм. Следует учитывать, что разжимающее усилие на каждом плунжере будет $P_1 = P/2$, т. е. равно 200 кгс.

20. ЗАЖИМ ЭКСЦЕНТРИКОМ

Стремление к ускорению зажима заготовок в приспособлениях привело к применению эксцентриков. Если использование эксцентрика искупается быстротой его действия, то ряд недостатков ставит его ниже винтового зажима. К этим недостаткам относятся:

— отсутствие самоторможения эксцентрика на всем протяжении зажимного действия;

— очень малый ход эксцентрикового зажима при умеренных его размерах.

Эти свойства определяют область использования эксцентрика, которая ограничивается крупносерийным производством и случаями спокойной (без толчков) работы зажима при малом ходе. Кстати, последний фактор не позволяет производить зажима заготовок, в которых зажимаемый размер, от базирующей поверхности до поверхности заготовки, на которую воздействует эксцентрик, выполнен с большими отклонениями от номинала.

Наиболее простой с точки зрения изготовления конструкцией является круглый эксцентрик, который состоит из эксцентрично насаженного на ось вращения круглого диска (рис. 51). Изготовление такого эксцентрика не представляет затруднений. Для изготовления эксцентриков используется сталь 20 с последующими цементацией и закалкой на твердость *HRC* 55—60.

Ось диска, на которой расположены центры оси цапфы $O_э$ и диска $O_д$ (рис. 51, *а*), называется линией эксцентриситета, а линия *m—m* — следом плоскости давления. Эта плоскость является плоскостью зажимаемой заготовки. Эксцентрик представляет собой два круговых клина *1* и *2*, навернутых на контур основной окружности (показана пунктиром), и если развернуть этот клин на плоскость (рис. 51, *б*), то можно легко убедиться в непостоянстве его угла подъема.

Он изменяется от нуля, достигая при 90° некоторого максимума, и затем опять уменьшается до нуля. Таким образом, эксцентрик не является самотормозящим элементом зажима на всем участке поворота от 0 до 180°.

Положение эксцентрика по отношению к закрепляемой детали изображено на рис. 51, *в*, где эксцентрик *1* поворачивается рукояткой *4* по часовой стрелке вокруг оси цапфы *2*. По отношению к заготовке *3* эта ось должна быть установлена таким образом, чтобы перед зажатием образовался зазор *a*. А это возможно лишь в том случае, когда при размере h^{max} расстояние оси цапфы от установочного элемента приспособления

$$H = R - e + a + h^{max} + a_j, \quad (166)$$

где R — радиус диска эксцентрика в мм; e — эксцентриситет, образованный установкой диска в мм; a_j — добавка на жесткость системы в мм.

Добавка к величине H, обусловленная жесткостью зажима a_j, есть не что иное, как податливость системы в мм

$$a_j = \frac{Q}{j}.$$

Эта величина небольшая и измеряется сотыми долями мм (0,10—0,15 мм).

Зазор a является гарантированным, задаваемым зазором и практически составляет величину 0,3—0,6 мм. Если требуется большая величина, то она легко может быть осуществлена путем введения съемной прокладки между заготовкой и эксцентриком.

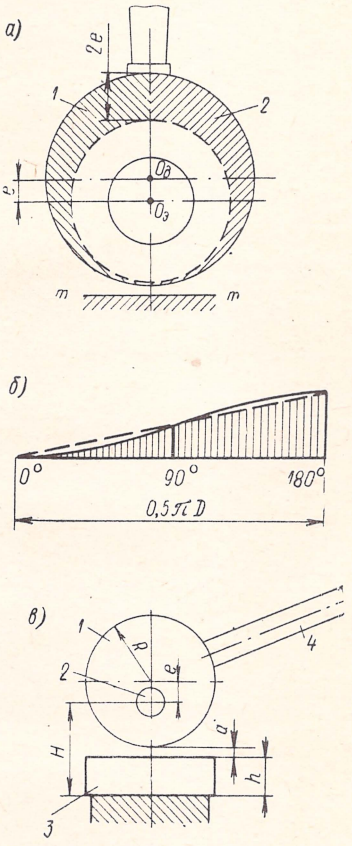


Рис. 51. Схема кругового эксцентрика

Величина e может быть определена из условия возможности зажима заготовки по выражению

$$e = 0{,}5\left(a + \delta + \Delta + \frac{Q}{j}\right), \quad (167)$$

где δ — допуск на зажимаемый размер заготовки в мм; Δ — запас хода эксцентрика.

Величина Δ должна предохранить эксцентрик от перехода через мертвую точку при повороте на 180°. Обычно принимают $\Delta = 0{,}4 \div 0{,}5$ мм.

Величины D и e из условий самоторможения эксцентрика связаны зависимостью

$$\frac{e}{D} = 0{,}05 \div 0{,}07. \tag{168}$$

Если высота заготовки будет выполнена на минимальный размер, т. е. $h = h^{\min}$, то эксцентрик придется повернуть на боль-

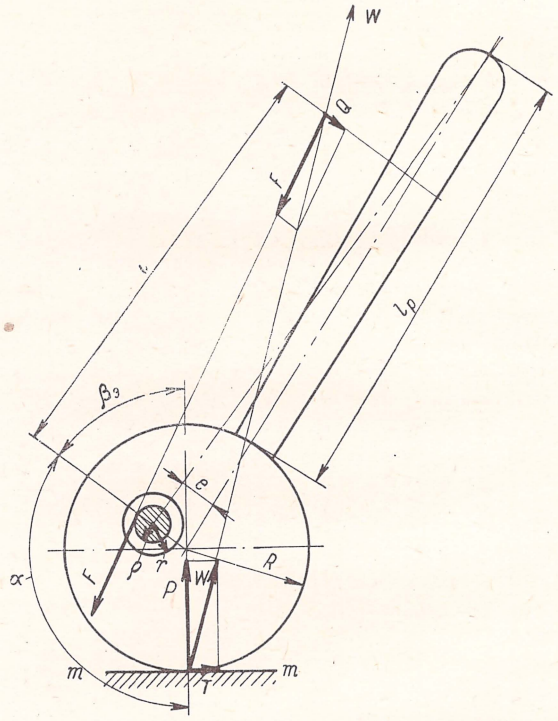


Рис. 52. Схема для расчета усилия зажима кругового эксцентрика

ший угол. Этот угол не должен быть, однако, больше 150° с тем, чтобы не был исчерпан весь круговой клин эксцентрика.

Величина эксцентриситета определяется по выражению

$$e \leqslant \frac{a + \delta + a_j}{1 - \cos \alpha_э}, \tag{169}$$

где δ — допуск размера заготовки h в мм; $\alpha_э$ — угол поворота эксцентрика от нулевого положения в . . .°.

Для расчета исходного усилия Q, прилагаемого к рукоятке эксцентрика, представим себе схему сил при зажиме эксцентрика (рис. 52). При повороте эксцентрика на угол α от исходного положения, при котором линия эксцентриситета занимает вертикаль-

ное положение, на поверхности давления $m—m$ возникает сила зажима P и сила трения T, их равнодействующая W при переносе ее в область приложения силы Q, действующей перпендикулярно плечу l, дает составляющую F, которая есть не что иное, как сила на круге трения цапфы эксцентрика. Сумма моментов всех действующих сил эксцентрика относительно оси его поворота равна нулю, т. е.

$$Ql - Pe \sin \beta_э - T(R + e \cos \beta_э) - T\rho = 0;$$

из этого выражения после подстановки

$$F \approx P;$$

$$\sin \beta_э + f \cos \beta_э \approx \sin (\beta_э + \varphi);$$

$$T = \mu P = \operatorname{tg} \varphi P;\ P \approx R \sin \varphi$$

(что при малых углах φ вполне допустимо, $\varphi = 5° 50'$) и

$$\rho = e - R \sin \varphi,$$

получим величину силы Q

$$Q \approx \frac{e[1 + \sin (\beta_э + \varphi)]}{l} P,$$

а после замены угла $\beta_э = 180° - \alpha_э$

$$Q \approx \frac{e[1 + \sin (\alpha_э + \varphi)]}{l} P. \qquad (170)$$

Эта формула с достаточной для практики точностью дает усилие, прилагаемое на рукоятке эксцентрика. Для определения плеча приложения l усилия Q можно пользоваться такой практической зависимостью

$$l = l_р + R,$$

где все величины выражены в мм. $l_р$ принимается из условий удобства поворота эксцентрика.

Следует заметить, что для ручного зажима к рукоятке эксцентрика можно приложить силу $Q \leqslant 15$ кгс.

Диаметр эксцентрика D принимается от 40 до 100 мм или при принятом e/D из выражения (168).

Пример. Рассчитать эксцентрик для случая комбинированного зажима, состоящего из прихвата с эксцентриком по рис. 53, при следующих данных $P = 200$ кгс; $l_1 = 58$ мм; $l_2 = 50$ мм; $D = 40$ мм; $\delta = 0{,}2$ мм; $l = 120$ мм.

Величина усилия Q определится по формуле (136), в которой $L_1 = l_1$ и $L_2 = l_2$

$$Q_0 = \frac{58}{50} \cdot 0{,}95 \cdot 200 = 220 \text{ кгс}.$$

Под левым плечом прихвата должен образоваться зазор $a + \delta + a_j$, который согласно данным на стр. 101 норм равен $0{,}4 + 0{,}2 + 0{,}1 = 0{,}7$ мм.

Под правым плечом этот зазор будет приближенно равен (благодаря неравенству плеч прихвата)

$$x = \frac{0{,}7 \cdot 50}{58} = 0{,}6 \text{ мм} = e.$$

На эту величину опора под эксцентриком должна быть сделана ниже, и, таким образом, высота $(h_1 - x) \pm \delta/2$, при симметрич-

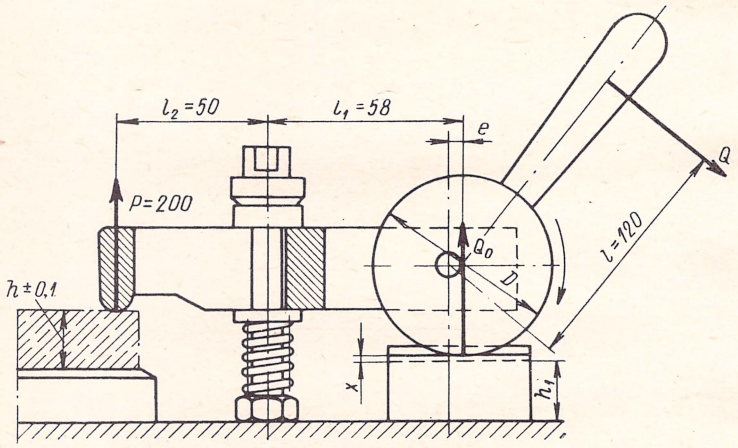


Рис. 53. Эксцентриковый прихват

ном допуске $(h - 0{,}6)^{\pm 0{,}1}$ окажется размером опоры под эксцентриком, если допуск этого размера равен 0,2 мм.

При диаметре эксцентрика $D = 40$ мм он окажется самотормозящимся, так как

$$\frac{e}{D} = \frac{0{,}6}{(1 - \cos \alpha_э)\, 40}$$

при $\alpha_э = 120°$

$$\frac{e}{D} = \frac{0{,}6}{(1 - \cos 120°)\, 40} = \frac{0{,}6}{40 \cdot 1{,}866} = 0{,}0085 < 0{,}05.$$

Усилие Q по (170)

$$Q \approx \frac{0{,}6\,[1 + \sin (60° + 5° 56')]}{120} \cdot 220 = 3{,}09 \text{ кгс},$$

т. е. при $e = 0{,}6$ мм и $D = 120$ мм эксцентрик будет легко приводиться в действие усилием $Q \approx 3$ кгс.

Если же уменьшить длину рукоятки до 80 мм, то $Q = 4$ кгс. Более короткие рукоятки окажутся неудобными для поворота рукой.

21. ШАРНИРНО-РЫЧАЖНЫЕ ЗАЖИМЫ

Этот вид зажимов нашел себе широкое применение в машиностроении, главным образом, в сочетании с пневматическими приводами — пневмокамерами и пневмоцилиндрами, обеспечивающими надежность, простоту конструкции и быстроту действия. Шарнирно-рычажные механизмы применяются как в универсальных зажимных устройствах типа тисков, так и в специальных одно- и многоместных приспособлениях. Нередко в систему этих зажимов вводят клиновой механизм. Подбором плеч рычагов представляется возможным увеличить зажимное усилие от трех до семи раз. Коэффициент полезного действия η этих механизмов равен

$$\eta = 0{,}9 \div 0{,}85.$$

Обозначим: Q — усилие на штоке пневмопривода в кгс; P — усилие зажима в кгс; a, b, c, d, — длины плеч рычагов в мм; α, β, γ, δ — углы расположения рычагов в . . .° (в момент зажима); l_1 — длина направляющих плунжеров в мм; l — расстояние между шарниром и средним сечением плунжера в мм; $\alpha_к$ — угол скоса клина в . . .°; φ_1, φ_2, φ_3 — углы трения в клине и плунжере; для практических целей принимаем $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi_3 = 0{,}1$.

Для приспособлений типа параллельных машинных тисков часто применяется схема, показанная на рис. 54, *а*. Если α — угол расположения плеча a в момент зажима, то формула для расчета усилия на штоке пневмокамеры будет в кгс

$$Q = P \frac{b}{a} \cos^2 \alpha \frac{1}{\eta}. \qquad (171)$$

При α от 5 до 30° и $\eta = 0{,}9$ Q принимает значения:

α в . . .°	5	10	15	20	25	30
Q	$1{,}09P\frac{b}{a}$	$1{,}07P\frac{b}{a}$	$1{,}03P\frac{b}{a}$	$0{,}97P\frac{b}{a}$	$0{,}9P\frac{b}{a}$	$0{,}83P\frac{b}{a}$

На рис. 54, *б* показана схема, в которую введено дополнительное звено в виде углового рычага A с расположением плеч под углами α и β. Если длина $b < a$, то эта схема обеспечивает увеличение усилия P зажима.

Расчетная формула для усилия на штоке пневмокамеры выразится в виде

$$Q = \frac{bd}{ac} \cdot \frac{\sin \beta}{\cos \alpha} P \frac{1}{\eta}. \qquad ([72)$$

При углах $\alpha = \beta$ усилие Q определяется (при $\eta = 0{,}9$):

$\alpha = \beta$ в . . .°	5	10	15	20	25
Q	$0{,}097\frac{bd}{ac}P$	$0{,}19\frac{bd}{ac}P$	$0{,}30\frac{bd}{ac}P$	$0{,}4\frac{bd}{ac}P$	$0{,}52\frac{bd}{ac}P$

Обе схемы, показанные на рис. 54, обслуживаются пневмокамерой, т. е. приводом, отличающимся простотой конструкции,

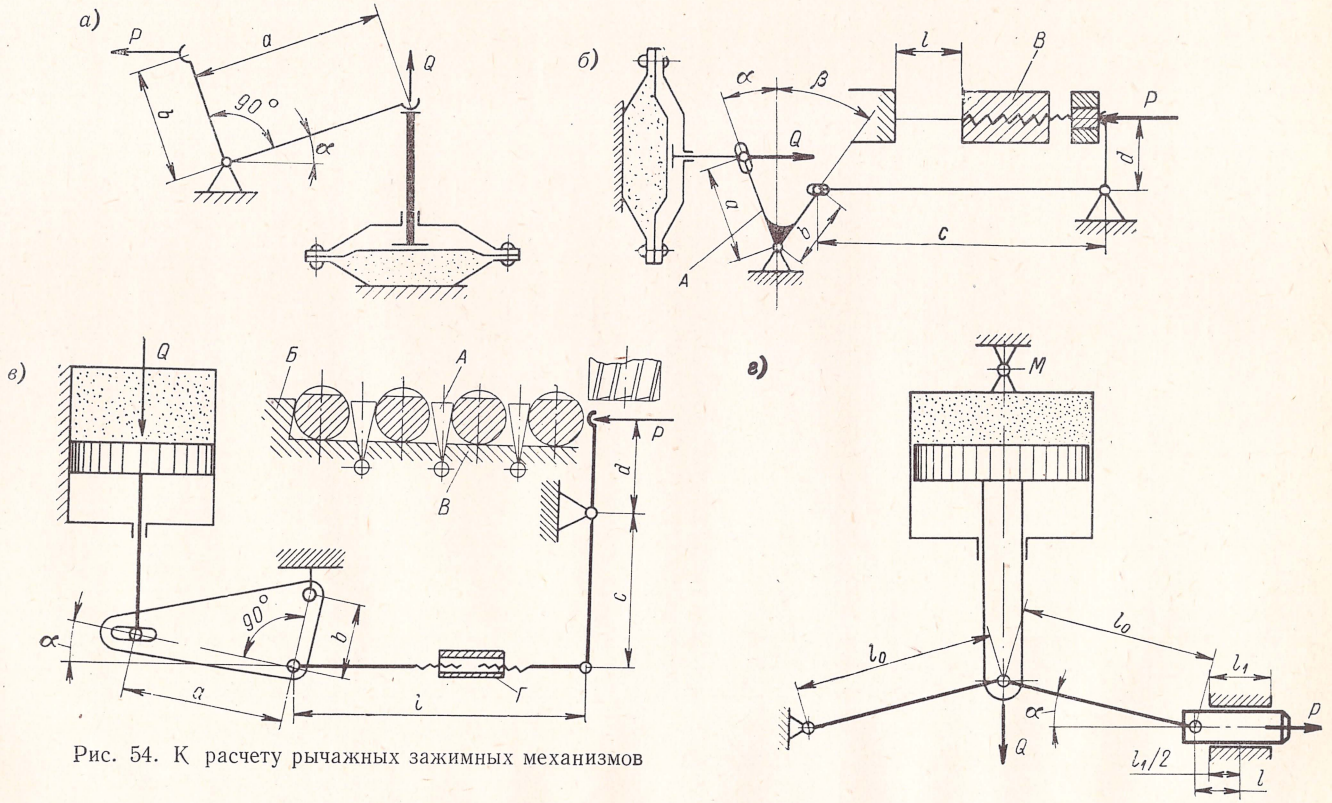


Рис. 54. К расчету рычажных зажимных механизмов

но обладающим двумя существенными недостатками — малым ходом штока и небольшим усилием Q. Для того чтобы придать универсальность зажиму, рекомендуется вводить в конструкцию регулирующий элемент B в виде винтового компенсатора для изменения величины l, как это сделано на схеме рис. 54, *б* [1].

Аналогичная схема, но с применением пневмоцилиндра показана на рис. 54, *в*. Эта схема часто применяется для установки и крепления нескольких заготовок типа осей или валиков на фрезерных станках при обработке лысок или канавок. Между заготовками расположены качающиеся со скошенными гранями планки A, благодаря которым усилие зажима передается в двух направлениях на упор $Б$ и опору B. Для регулировки хода двуплечего рычага с плечами c и d в конструкцию тяги введена стяжная гайка с правой и левой резьбой, позволяющая изменять длину l и тем самым ход рычага зажима.

Усилие на штоке пневмоцилиндра

$$Q = \frac{bd}{(a+b)\,c\cos\alpha}\,P\,\frac{1}{\eta}. \qquad (173)$$

Для различных углов α при $\eta = 0{,}9$ и $a = 2b$ усилие Q рассчитывается следующим образом:

α в . . .°	5	10	15	20
Q в кгс	$0{,}370\frac{d}{c}P$	$0{,}378\frac{d}{c}P$	$0{,}384\frac{d}{c}P$	$0{,}395\frac{d}{c}P$

По схеме на рис. 54, *г* пневмоцилиндр установлен в качающемся вокруг точки M положении. Зажим осуществляется плунжером, перемещающемся в направляющей втулке.

Усилие на штоке пневмоцилиндра Q можно определить по формуле (174)

$$Q = \left(\frac{1}{\operatorname{tg}\alpha} - \frac{3l}{cl_1}\operatorname{tg}\varphi_3\right)\frac{P}{2}\cdot\frac{1}{\eta}. \qquad (174)$$

При различных значениях α $\left(\text{при } \frac{l}{l_1} = 0{,}7\right)$ Q следующее:

α в . . . °	5	10	15	20
Q в кгс	$6{,}23P$	$3P$	$1{,}97P$	$1{,}38P$

Из этих данных видно, что механизм является усилителем со значительной степенью увеличения усилия зажима и, следовательно, может применяться для крепления заготовок, требующих больших усилий.

На рис. 55, *а* изображена схема двухповоротных универсальных пневматических тисков, используемых при изготовлении инструмента и для крепления резцов при их заточке. Поворот вокруг горизонтальной оси по стрелке *1* и вокруг вертикальной оси

[1] Рычаг с плечами a и b выполняется обычно в виде одной небольшой заготовки с величиной плеч a и b порядка 50—60 мм.

по стрелке 2 осуществляется по шкалам на поворотной части тисков. Зажим осуществляется от пневмоцилиндра, на штоке которого смонтирован односторонний клин.

Формула для расчета усилия на штоке имеет вид

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi_1) + \operatorname{tg}\varphi_2}{1 - \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_1)\dfrac{3l}{l_1}\operatorname{tg}\varphi_3} P \frac{1}{\eta}. \qquad (175)$$

В конструкциях универсальных тисков находит себе применение рычажная передача, изображенная на рис. 55, *б*. Здесь

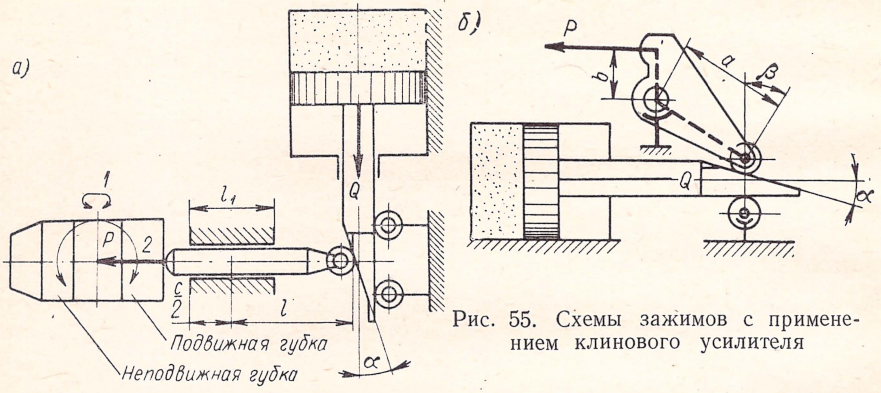


Рис. 55. Схемы зажимов с применением клинового усилителя

в качестве усилителя шток поршня выполнен в виде односкосного клина с опорными роликами на стороне плоской площадки против скоса качающегося рычага с плечами длиной a и b.

Расчетная формула для определения усилия на штоке

$$Q = \frac{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi_1)\operatorname{tg}\varphi_2}{\cos\beta} \cdot \frac{b}{a} \cdot P \cdot \frac{1}{\eta}. \qquad (176)$$

На рис. 56 показаны схемы передач для крепления заготовок одновременно двумя силами P. Все эти схемы предусматривают равенство сил, действующих на заготовку, что обеспечивает отсутствие смещения таковой с опор.

На схеме рис. 56, *а* показана часто применяемая в специальных приспособлениях передача для крепления заготовок цилиндрической формы, устанавливаемых на призме.

Формула для расчета усилия на штоке пневмокамеры

$$Q = 2\frac{b}{a}\operatorname{tg}(\alpha + \beta) P \frac{1}{\eta}. \qquad (177)$$

Для более сильных зажимов рис. 56, *б* применяется механизм с пневмоцилиндром. Такое приспособление может применяться для крепления заготовок класса корпусов и стоек.

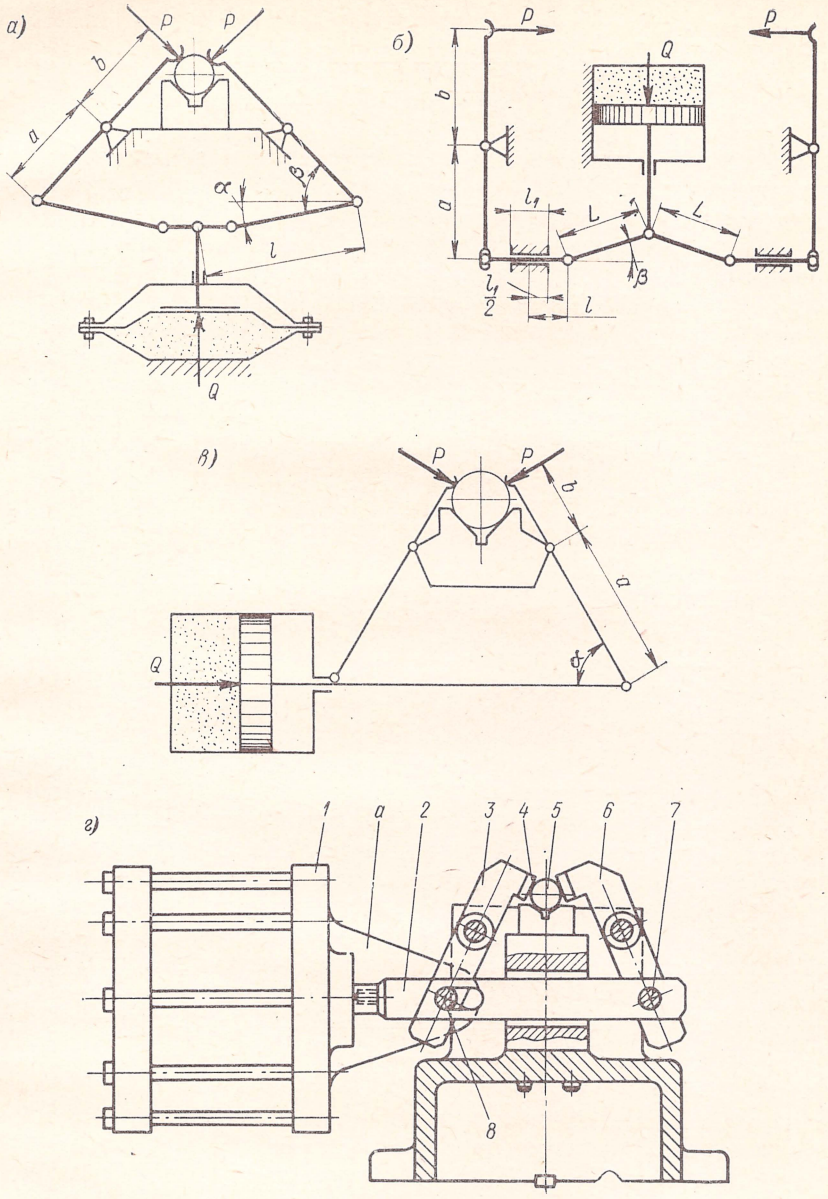


Рис. 56. Схемы, осуществляющие двойной зажим:

1 — крышка пневмоцилиндра; *2* — шток; *3* и *6* — двуплечие рычаги; *4* — призма; *5* — закрепляемая заготовка; *7* и *8* — оси шарниров

Усилие на штоке цилиндра Q здесь будет равно

$$Q = 2\frac{b}{a}\cdot\frac{1}{\frac{1}{\operatorname{tg}\beta}-\frac{3l}{l_1}\operatorname{tg}\varphi_3}\cdot P\cdot\frac{1}{\eta}. \qquad (178)$$

Этот механизм чаще всего применяется при угле расположения двуплечих рычагов $\beta \leqslant 10°$, обеспечивающих увеличение зажимного усилия P в среднем в 8—10 раз.

На рис. 56, *в* показан аналогичный механизм, отличающийся простотой своей конструкции и компактностью. Пневмоцилиндр в этой схеме установлен в подвешенном состоянии таким образом, что корпус его может во время работы смещаться влево до тех пор, пока двуплечий рычаг с длиной плеч a и b не зажмут заготовку, установленную в призме. На рис. 56, *г* показано конструктивное оформление этой схемы.

Формула для расчета усилия, развиваемого пневмоцилиндром, следующая:

$$Q = 2\frac{b}{a}\cdot\frac{1}{\sin\alpha}\cdot P\frac{1}{\eta}. \qquad (179)$$

При $a = b$, что довольно часто делается для компактности конструкции, и при $\alpha = 50 \div 75°$ и $\eta = 0{,}9$ Q следующие:

α в ...°	50	55	60	65	70	75
Q в кгс	2,35P	2,2P	2,08P	1,98P	1,92P	1,86P

Этот зажим с успехом применяется для крепления осей и валов диаметром до 80 мм при их установке на призме для фрезерования лысок и пазов.

Применение двустороннего клина для одновременного воздействия на два прихвата показано на рис. 57, *а*. От пневмоцилиндра через свободно подвешенный к штоку двусторонний клин [1] усилие передается двум плунжерам с роликами, которые, в свою очередь, воздействуют на два рычага с длиной плеч a и b.

Усилие на штоке пневмоцилиндра подсчитывается по формуле

$$Q = \frac{2\operatorname{tg}(\alpha+\varphi_1)}{1-\operatorname{tg}(\alpha+\varphi_1)\frac{3l}{l_1}\operatorname{tg}\varphi_3}\cdot\frac{b}{a}\cdot P\cdot\frac{1}{\eta}. \qquad (180)$$

Для крепления одной или нескольких заготовок применяют пневмоцилиндр с двумя поршнями. Цилиндр устанавливается в корпусе приспособления, работающего по схеме рис. 57, *б*. Для того чтобы при снятии и установке заготовки иметь возможность отвести рычаги зажимов в сторону на достаточно большое расстояние, их опора поворота размещается не в корпусе приспособления, а в особом рычаге *1* (рис. 57, *в*). Благодаря этому ры-

[1] Для уравновешивания зажимных усилий P.

чаги прихватов *2* даже при малом ходе плунжеров цилиндра могут быть отведены на большое расстояние, что и видно из рисунка.

Расчетная формула усилия на штоке пневмоцилиндра выразится в виде

$$Q = \frac{b}{a} \cdot \frac{\operatorname{tg}(\alpha + \varphi_1)\operatorname{tg}\varphi_2}{\cos\beta\cos\delta} \cdot P \cdot \frac{1}{\eta}. \qquad (181)$$

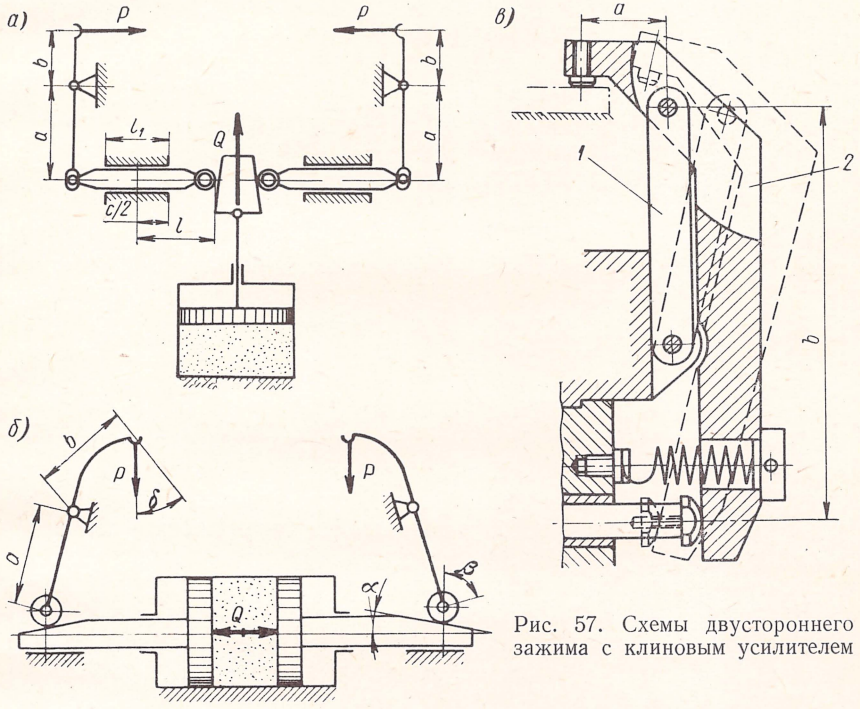


Рис. 57. Схемы двустороннего зажима с клиновым усилителем

Это приспособление применяется в тех случаях, когда не требуется значительных усилий для закрепления заготовок.

22. МЕХАНИЗМЫ С ЗУБЧАТОЙ РЕЙКОЙ

В отдельных случаях, когда отсутствует надобность увеличить зажимное усилие, применяется реечно-шестеренчатые механизмы, представленные на рис. 58, *а* и *б*, работа которых ясна из рисунка. Для того чтобы сделать эти механизмы самотормозящимися, зубчатые колеса выполняются косозубыми с углом наклона зубьев 45°.

Расчетная формула для усилия на штоке пневмоцилиндра по рис. 58, *а* имеет вид

$$Q = \frac{R_2}{0{,}8\,R_1} \cdot P \qquad (182)$$

и для механизма на рис. 58, *б*

$$Q = \frac{1}{0{,}4\left(1 - 0{,}3\,\frac{l_1}{l_2}\right)} \cdot P. \qquad (183)$$

Величина цифровых коэффициентов в этих формулах объясняется тем, что к. п. д. в этих механизмах для каждой пары передающих звеньев принимается $\eta = 0{,}9$.

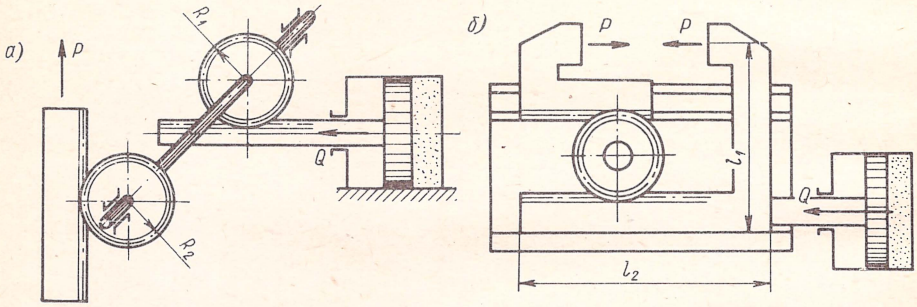


Рис. 58. Механизмы с зубчатой рейкой

Реечно-шестеренчатые механизмы по своему конструктивному выполнению являются более сложными, чем шарнирно-рычажные. Здесь требуется осуществить защиту зубчатых колес от попадания в них стружки и, кроме того, обеспечить надежную смазку колес и реек. Применяя в паре с этими механизмами винт или эксцентрик, можно повысить величину зажимного усилия Q.

Реечно-шестеренчатые механизмы имеют широкое распространение в приспособлениях, назначение которых центрировать заготовки, например, для тисков центровочных станков или подобных приспособлений.

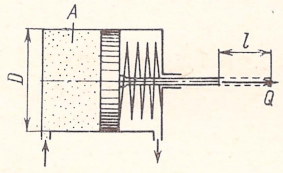
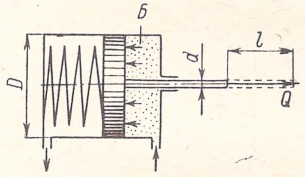
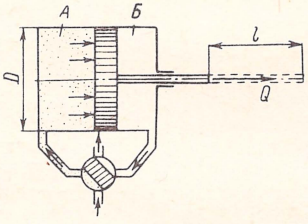
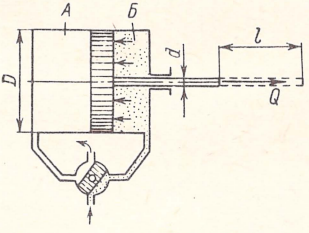
23. РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПНЕВМАТИЧЕСКИХ И ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ПРИВОДОВ

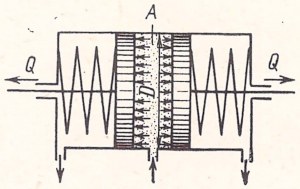
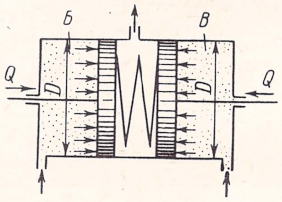
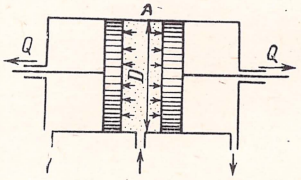
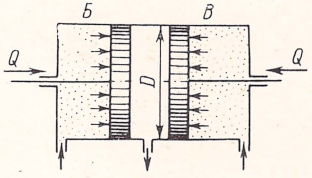
Широким распространением в промышленности пользуются пневматические и гидравлические приводы. Они выполняются как в виде односторонних, так и двусторонних конструкций. Односторонние варианты предусматривают наличие пружины, которая имеет целью возвращать шток в обратное (исходное) положение, двусторонние варианты осуществляют этот возврат при помощи сжатого воздуха или жидкости, вводимых по другую сторону мембраны или поршня. В односторонних конструкциях наличие пружины приводит к уменьшению усилия на штоке привода, что должно учитываться расчетом.

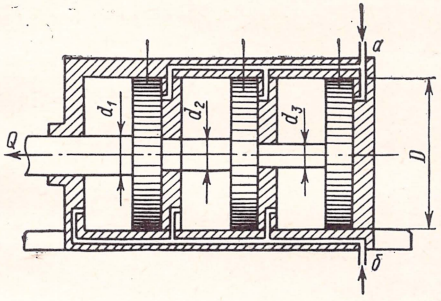
Для усиления действия привода применяются сдвоенные и строенные конструкции приводов, а также комбинации приводов

Таблица 11

Расчет диаметров пневмоцилиндров, пневмокамер и гидроприводов

Эскиз привода	Характеристика и расчет
А. Пневмоцилиндры	
1. Пневмоцилиндры одностороннего действия	
	При вводе воздуха в рабочую полость *А* штоку сообщается толкающее действие $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q + P_{пр}}{p_п \eta}}$. Длина штока для нормализованных цилиндров равна 40; 55; 65; 75; 100; 150; 200 мм
	При вводе воздуха в рабочую полость *Б* штоку сообщается тянущее действие $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q + P_{пр}}{p_п \eta} + d^2}$
2. Пневмоцилиндры двойного действия	
	При вводе воздуха в рабочую полость *А* штоку сообщается толкающее действие $D = \sqrt{12{,}8\frac{Q}{p_п \eta}}$
	При вводе воздуха в рабочую полость *Б* — тянущее действие $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q}{p_п \eta} + d^2}$

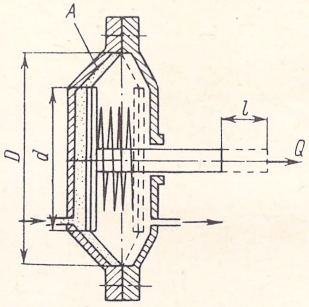
Эскиз привода	Характеристика и расчет
3. Сдвоенный пневмоцилиндр одностороннего действия  	При вводе воздуха в среднюю полость цилиндра A штоки осуществляют толкающее действие $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q + P_{пр}}{p_{п}\eta}}$
 	При вводе воздуха в крайне правую $Б$ и левую $В$ полости цилиндра штоки осуществляют тянущее действие $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q + P_{пр}}{p_{п}\eta} + d^2}$
4. Сдвоенные пневмоцилиндры двустороннего действия  	При вводе воздуха в среднюю полость A между поршнями штоки осуществляют толкающее действие $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q}{P_{п}\eta}}$
 	При вводе воздуха в крайние полости $Б$ и $В$ цилиндра штоки осуществляют тянущее действие $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q}{P_{п}\eta} + d^2}$

Эскиз привода	Характеристика и расчет
5. Пневмоцилиндр с несколькими поршнями на одном штоке двустороннего действия 	Этот вид пневмопривода применяется в случае необходимости увеличения зажимного усилия на штоке без увеличения поперечных габаритов цилиндра. При впуске воздуха в полость справа от поршней по каналу *а* шток осуществляет толкающее действие. При $d_1 \neq d_2 \neq d_3$ $D = \sqrt{\frac{1}{i}\left(1{,}28 \times \right.}$ $\left. \times \frac{Q}{p_{\text{п}}\eta} + d_2^2 + d_3^2\right)}$ При $d_1 = d_2 = d_3 = d$ $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q}{p_{\text{п}}\eta} + }$ $+ \left(1 - \frac{1}{q}\right) d^2}$ При впуске воздуха в полости слева от поршней по каналу *б* шток осуществляет тянущее действие. При $d_1 \neq d_2 \neq d_3$ $D = \sqrt{\frac{1}{i}\left(\frac{1{,}28\,Q}{p_{\text{п}}\eta} + \right.}$ $\left. + d_2^2 + d_3^2\right)}$ При $d_1 = d_2 = d_3 = d$ $D = \sqrt{\frac{1{,}28\,Q}{p_{\text{п}}\eta} + d^2}$

Эскиз привода	Характеристика и расчет

Б. Пневмокамеры

1. Пневмокамера одностороннего действия



При вводе воздуха в рабочую полость камеры A шток осуществляет толкающее действие; при $d = 0{,}7D$ диаметр пневмокамеры для тарельчатых и плоских диафрагм из прорезиненной ткани в исходном положении штока будет

$$D = 1{,}74\sqrt{\frac{Q + P_{пр}}{p_п}},$$

в положении после перемещения штока на расстоянии $0{,}3D$ для тарельчатых и $0{,}07D$ для плоских диафрагм из прорезиненной ткани

$$D = 1{,}3\sqrt{\frac{Q + P_{пр}}{p_п}}$$

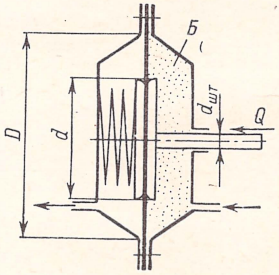
Если сжатый воздух поступает в полость $Б$ (штоковая полость), то для тарельчатых и плоских диафрагм из прорезиненной ткани в исходном положении штока

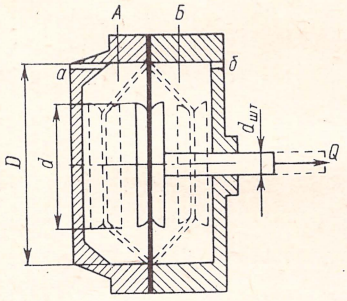
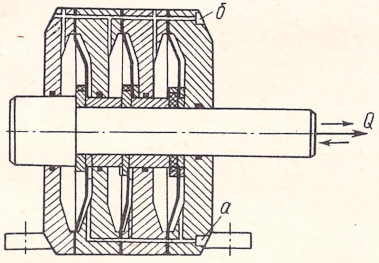
$$D = 1{,}74\sqrt{\frac{Q+P_{пр}}{p_п}+d^2},$$

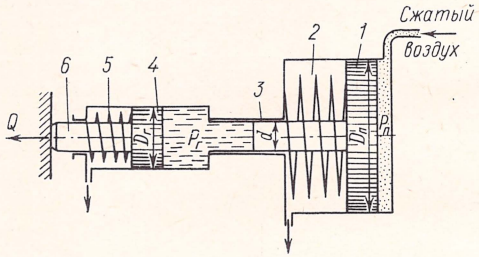
а после перемещения штока на расстояние $0{,}3D$ для тарельчатых и $0{,}07D$ для плоских диафрагм из прорезиненной ткани

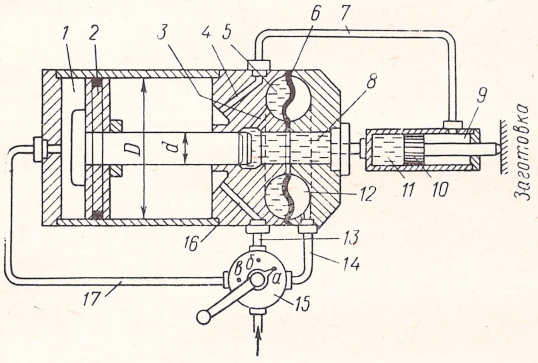
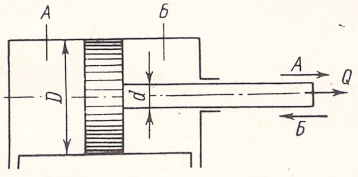
$$D = 1{,}3\sqrt{\frac{Q+P_{пр}}{p_п}+d^2}.$$

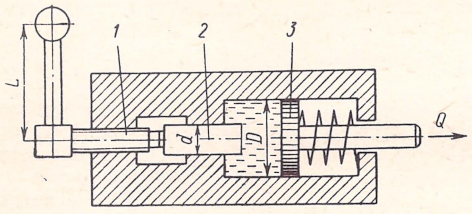
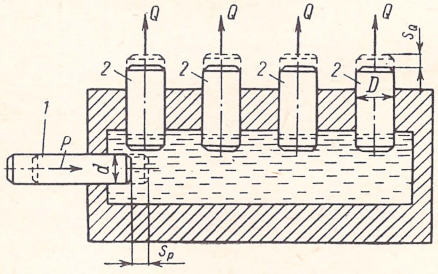
Предельная длина хода штока для плоских диафрагм из прорезиненой ткани вправо $l_{пр} = (0{,}06 \div 0{,}07)\,D$ мм, влево под действием пружины $l_1 = (0{,}122 \div 0{,}15)D$ мм, из резины $l_{прав} = (0{,}17 \div 0{,}22)\,D$ мм, $l_{лев} = (0{,}18 \div 0{,}23)\,D$ мм. Для тарельчатых диафрагм ход штока $l = (0{,}25 \div 0{,}35)\,D$ мм



Эскиз привода	Характеристика и расчет
2. Пневмокамеры двустороннего действия 	При впуске воздуха в полость $А$ по каналу $а$ диаметр пневмокамеры $D = 1{,}74\sqrt{\frac{Q}{p_п}}$, при впуске воздуха в полость $Б$ по каналу $б$ $D = 1{,}74\sqrt{\frac{Q}{p_п} + d^2}$, в исходном положении штока и при расстоянии $0{,}3D$ для тарельчатых и $0{,}07D$ для плоских диафрагм из прорезиненной ткани соответственно: $D = 1{,}3\sqrt{\frac{Q}{p_п}}$ и $D = 1{,}3\sqrt{\frac{Q}{p_п} + d^2_{шт}}$
3. Пневмокамеры с несколькими диафрагмами на общем штоке 	Для усиления зажима применяются пневмокамеры с количеством диафрагм q на одном штоке. Практически $q = 3 \div 4$. При впуске воздуха по каналу $а$ движение штока влево, а при впуске воздуха по каналу $б$ — вправо; диаметр диафрагмы при $d = 0{,}7D$ для обоих случаев направления движения штока $D = 1{,}74\sqrt{\frac{Q}{qp_п} + \frac{i-1}{q}d^2}$, если $d_1 = d_2 = d_3 = d$. В зависимости от материала и формы диафрагмы ход штока определяется как и для пневмокамер одностороннего действия

Эскиз привода	Характеристика и расчет
В. Пневмогидравлический привод	
1. Пневмогидравлический усилитель прямого действия 	Сжатый воздух поступает в крайнюю правую полость пневмоцилиндра и воздействует на поршень *1* ($D_п$), сжимая пружину *2*. Плунжер *3* значительно меньшего диаметра (d), чем поршень ($D_п$) давит на жидкость гидроцилиндра и поршень *4* ($D_г$), сжимая возвратную пружину *5*; Поршень гидроцилиндра соединен с зажимом *6* Диаметр пневмоцилиндра подсчитывается по формуле $$D_п = 2 \times$$ $$\times \sqrt{\frac{Q/\eta_о\eta_м\eta_м' + P_{пр}}{\pi p_п}} \frac{d^2}{D^2}$$ Здесь величина $\frac{d}{D_п} = \frac{1}{15}$; $p_п = 4$ атм; $\eta_о$ — объемный к. п. д. привода; $\eta_о = 0{,}95$; $\eta_м$ — механический к п. д. преобразователя; $\eta_м = 0{,}95$; $\eta_м'$ — механич ский к. п.д. гидроцилиндра; $\eta_м' = 0{,}90$ Расчетом получается обычно очень маленькая величина $D_п$, которую можно увеличить за счет увеличения отношения $\frac{d}{D}$
2. Пневмогидравлический усилитель последовательного действия	В положении рукоятки «*а*» крана *15* сжатый воздух поступает по трубке *14* в правую полость *12* воздушной камеры и давит на резиновую мембрану *6*, вытесняя масло из левой полости *5* через канал *3* в цилиндр *8* и далее в левую полость *11* зажимного гидроцилиндра

Эскиз привода	Характеристика и расчет
2. Пневмогидравлический усилитель последовательного действия 	В положении рукоятки «*б*» крана *15* сжатый воздух поступает по трубке *17* в полость *1* усилителя, перемещая поршень *2* вправо, благодаря чему шток выжимает масло в полость *8*. Канал *3* в это время перекрыт штоком. В полости *8* создается давление $P = \left(\frac{D}{d}\right)^2 p_{\text{п}}\eta,$ которое передается в зажимной гидроцилиндр *10* и через поршень *9* зажимает заготовку В положении рукоятки «*в*» воздух по трубке *13* через левую полость усилителя по каналу *4* и трубке *7* попадает в правую полость *8* зажимного цилиндра, освобождая заготовку $\frac{D}{d} \approx 5$; $p_{\text{п}} = 4 \div 5$ кгс/см; $\eta = 0{,}9$
Г. Гидроцилиндры	
Гидропередача 	При вводе жидкости под давлением $p_{\text{г}}$ в полость *А* шток осуществляет толкающее действие Диаметр цилиндра определяется по формуле $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q}{p_{\text{г}}\eta}}$ При вводе жидкости под давлением $p_{\text{г}}$ в полость *Б* шток осуществляет тянущее действие Диаметр цилиндра определяется по формуле $D = \sqrt{1{,}28\frac{Q}{p_{\text{г}}\eta} + d^2}$; $p_{\text{г}} = 25; 50; 75; 100$ кгс/см^3 $\eta = 0{,}85$

Эскиз привода	Характеристика и расчет
Д. Механо-гидравлические приводы	
	Достоинством этого привода является отсутствие внешнего питания. Толкающее действие штока осуществляется вручную винтом *1* и плунжером *2* гидравлического механизма, поршень *3* со штоком которого производит зажим заготовки. Диаметр поршня D гидроцилиндра в зависимости от усилия, приложенного к рукоятке длиной L $$D = \sqrt{\frac{(Q + P_п)\, r_{ср} \times \operatorname{tg}(\alpha + \varphi)\, d^2}{PL}}$$ Диаметр плунжера d зависит от диаметра винта и может быть принят по отношению $\frac{d}{2r_{ср}} = 1{,}5 \div 2{,}0$
Е. Приспособления с гидропластом	
	Гидропласт марки ДМ широко применяется в многоместных приспособлениях для зажима нескольких заготовок одновременно. Под действием усилия P на плунжер *1* гидропласт равномерно передает гидростатическое давление на зажимы *2* Диаметр зажимов D определится по формуле $$D = d\sqrt{\frac{Q + P_г}{p_г \eta}}.$$ Величина хода зажимов $$s_P = \frac{s_Q}{1/i}\left(\frac{d}{D}\right)^2,$$ где i — число зажимов; s_Q — зависит от допуска размера поверхности зажимаемых заготовок $\eta = 0{,}9$; отношение $\frac{d}{D} = 0{,}8 \div 1{,}0$

в виде пневмогидравлических конструкций, в которых воздух играет роль агента, воздействующего на гидроцилиндр. Эти конструкции позволяют усилить действие привода в 15—25 раз.

Использование гидравлических и пневматических приводов в качестве непосредственных зажимов, т. е. таких устройств, в которых шток выполняет крепление, делается достаточно редко. Обычно этот вид привода действует на передаточные органы приспособления, т. е. усилие на штоке является усилием Q в механизме зажима (см. рис. 38). Это усилие можно считать известным, а потому основным элементом расчета является диаметр цилиндра или активной части мембраны привода. Остальные параметры привода могут быть легко рассчитаны по любому справочнику [3, 35].

В табл. 11 приводятся формулы расчета диаметров цилиндров и мембран пневмо- и гидроцилиндров, выполненных в различных вариантах.

Поскольку пневмо- и гидроприводы в большинстве случаев могут быть взяты по нормалям, то определение диаметров их цилиндров является решающей задачей.

В табл. 11 приняты следующие обозначения: D — диаметр цилиндра или активной части мембраны в см; d — диаметр штока в см; $p_{\text{п}}$ — давление сжатого воздуха в кгс/см; $p_{\text{г}}$ — давление жидкости в кгс/см; Q — усилие на штоке привода в кгс; $P_{\text{пр}}$ — усилие возвратной пружины в кгс; η — коэффициент полезного действия; q — количество цилиндров или мембран; $r_{\text{ср}}$ — средний радиус резьбы в мм; α — угол подъема резьбы в град; φ — угол трения в град; s_p — величина хода плунжера в направлении действия силы P в мм; s_Q — то же в направлении силы Q в мм.

ГЛАВА V

РАСЧЕТ КООРДИНАТ УСТАНОВКИ ФРЕЗ

24. УСТАНОВКА УГЛОВЫХ ФРЕЗ ПРИ ОБРАБОТКЕ КАНАВОК НА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗАГОТОВКАХ

При изготовлении фрез, метчиков, разверток, храповых колес и т. д. необходимо расположить рабочую фрезу так, чтобы в результате обработки получились канавки заданной формы, размеров и расположения по окружности.

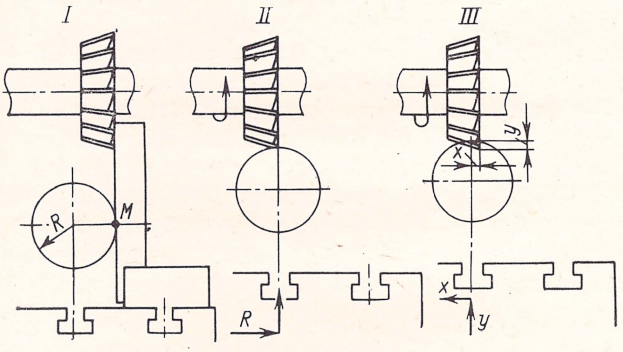


Рис. 59. Установка фрезы по угольнику

При прорезании канавок на цилиндрической заготовке рабочая фреза должна быть углублена в ее тело на величину y и в общем случае смещена от вертикальной оси на величину x. Эти координаты определяют положение рабочей фрезы по отношению к заготовке. Если известны координаты x и y, то установка фрезы будет осуществляться следующим порядком.

На столе фрезерного станка устанавливают угольник (рис. 59) так, чтобы он касался заготовки в точке M, затем перемещают поперечные салазки до тех пор, пока рабочая фреза своим торцом не коснется вертикальной полки угольника (положение I). Теперь угольник можно убрать и перемещением стола на величину радиуса заготовки R (это перемещение отсчитывается по лимбу подачи) установить фрезу в вертикальной диаметральной плоскости заготовки. Затем, включив вращение фрезы, следует поднимать консоль станка до тех пор, пока фреза не коснется заготовки (положение II) и не оставит легкий след на ней. После этого вы-

водят фрезу за пределы заготовки путем продольного перемещения стола, останавливают вращение шпинделя станка и производят по лимбам вертикальное перемещение консоли вверх на величину координаты y и горизонтальное на величину координаты x (положение *III*). Затем включают рабочую подачу.

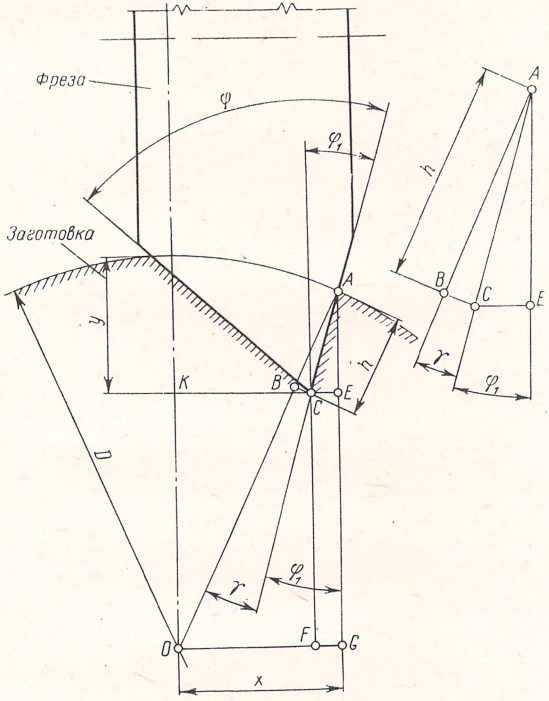


Рис. 60. Схема для расчета координат установки угловой фрезы

Более точная установка может быть осуществлена с помощью набора мерительных плиток и индикатора.

Ниже приводятся примеры фрезерования канавок при изготовлении фрез, разверток, зенкеров и метчиков.

При фрезеровании стружечных канавок может быть поставлена задача получения зубьев обрабатываемого изделия постоянной заданной высоты h. Координаты x и y зависят от переднего угла γ и диаметра заготовки D, а также от угла φ_1 профиля рабочей угловой фрезы. Следовательно,

$$x = f\,(h,\ \gamma,\ \varphi_1,\ D)$$

и

$$y = F\,(h,\ \gamma,\ \varphi_1,\ D).$$

На рис. 60 показана схема расположения фрезы по отношению к заготовке, при которой обеспечивается получение задан-

ной высоты зуба h и переднего угла γ. Работа выполняется двухугловой фрезой с углами φ и φ_1[1]. Фреза выбирается по нормалям или проектируется так, чтобы угол φ был равен углу профиля канавки.

Проведем через точку A пересечения контура фрезы с наружной окружностью заготовки радиус AO и из этой точки опустим перпендикуляр на горизонтальную ось заготовки AG. На эту же ось опустим перпендикуляр из точки C. Проекция AC на радиус OA есть высота зуба h, т. е. $\overline{AB} = h$.

Из построения следует, что $x = \overline{OG} - \overline{FG}$.

В $\triangle AOG$

$$\overline{OG} = \overline{AO} \sin(\varphi_1 + \gamma) = \frac{D}{2} \sin(\varphi_1 + \gamma).$$

В $\triangle ACE$

$$\overline{CE} = \overline{AC} \sin \varphi_1, \quad \text{но } \overline{CE} = FG.$$

В $\triangle ABC$

$$\overline{AC} = \frac{\overline{AB}}{\cos \gamma} = \frac{h}{\cos \gamma}.$$

Следовательно,

$$\overline{FG} = \frac{h \sin \varphi_1}{\cos \gamma}.$$

Таким образом,

$$x = \frac{D}{2} \sin(\varphi_1 + \gamma) - \frac{h \sin \varphi_1}{\cos \gamma}. \qquad (184)$$

Вертикальная координата установки фрезы

$$y = \frac{D}{2} - \overline{KO} = \frac{D}{2} - \overline{EG},$$

но $\overline{EG} = \overline{AG} - \overline{AE}$.

Из $\triangle AOG$

$$\overline{AG} = \overline{AO} \cos(\varphi_1 + \gamma) = \frac{D}{2} \cos(\varphi_1 + \gamma).$$

Из $\triangle ACE$

$$\overline{AE} = \overline{AC} \cos \varphi_1 = \frac{h \cos \varphi_1}{\cos \gamma}.$$

Следовательно,

$$y = \frac{D}{2} - \left[\frac{D}{2} \cos(\varphi_1 + \gamma) - \frac{h \cos \varphi_1}{\cos \gamma} \right]. \qquad (185)$$

---

[1] Двухугловая фреза работает спокойнее и более плавно, чем одноугловая.

Если при фрезеровании стружечных канавок двухугловой фрезой передний угол должен быть равен нулю ($\gamma = 0$), то выражения (184) и (185) приобретают вид:

$$\left.\begin{aligned} x &= \left(\frac{D}{2} - h\right)\sin\varphi_1; \\ y &= \frac{D}{2}(1 - \cos\varphi_1) + h\cos\varphi_1. \end{aligned}\right\} \qquad (186)$$

Если работа выполняется одноугловой фрезой ($\varphi_1 = 0$) при $\gamma \neq 0$, то

$$\left.\begin{aligned} x &= \frac{D}{2}\sin\gamma; \\ y &= \frac{D}{2}(1 - \cos\gamma) + \frac{h}{\cos\gamma}, \end{aligned}\right\} \qquad (187)$$

и при $\gamma = 0$

$$x = 0; \quad y = h.$$

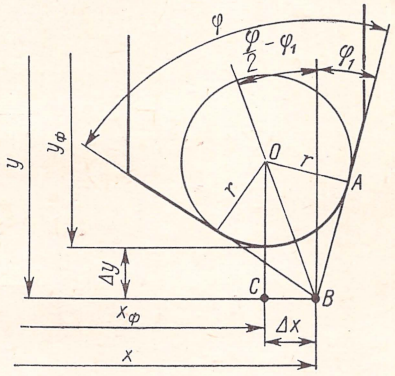


Рис. 61. Округление зубьев угловой фрезы

В указанных выражениях не учтена величина радиуса закругления r канавки у основания зуба, при наличии которого координаты установки фрезы должны быть скорректированы по величине.

Для получения закругления канавки необходимо пользоваться угловой фрезой с таким же радиусом округления профиля, как и радиус закругления канавки.

Если x и y — установочные координаты, полученные расчетом по формулам (184)—(187), а x_ϕ и y_ϕ — установочные координаты, соответствующие фактическим условиям в связи с наличием радиуса r округления профиля угловой фрезы (рис. 61), то

$$\left.\begin{aligned} x_\phi &= x - \Delta x; \\ y_\phi &= y - \Delta y. \end{aligned}\right\} \qquad (188)$$

Величины Δx и Δy для двухугловой фрезы определяются следующим образом. Проведем биссектрису угла φ, на которой лежит центр окружности O округления профиля фрезы.

Из $\triangle AOB$

$$\overline{BO} = \frac{r}{\sin\frac{\varphi}{2}}.$$

Из $\triangle BOC$

$$\overline{BC} = \Delta x; \quad \Delta x = \overline{BO}\sin\left(\frac{\varphi}{2} - \varphi_1\right).$$

Следовательно,

$$\Delta x = \frac{r \sin\left(\frac{\varphi}{2} - \varphi_1\right)}{\sin\frac{\varphi}{2}}; \qquad (189)$$

$$\Delta y = \overline{CO} - r.$$

Из $\triangle BOC$

$$\overline{CO} = \overline{BO}\cos\left(\frac{\varphi}{2} - \varphi_1\right);$$

$$\overline{CO} = \frac{r\cos\left(\frac{\varphi}{2} - \varphi_1\right)}{\sin\frac{\varphi}{2}}.$$

И следовательно,

$$\Delta y = r\left[\frac{\cos\left(\frac{\varphi}{2} - \varphi_1\right)}{\sin\frac{\varphi}{2}} - 1\right]. \qquad (190)$$

Если работа выполняется одноугловой фрезой, для которой $\varphi_1 = 0$, то

$$\Delta x = r; \qquad (191)$$

$$\Delta y = r\left(\operatorname{ctg}\frac{\varphi}{2} - 1\right). \qquad (192)$$

Пример. Подсчитать координаты установки $x_ф$ и $y_ф$ двухугловой фрезы 2282—0277 по нормали МН 2110—61, для которой $\varphi = 80°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}8$ мм при фрезеровании стружечных канавок с передним углом $\gamma = 5°$ и высотой зуба $h = 8$ мм. Диаметр заготовки $D = 65$ мм.

По выражениям (184) и (185)

$$x = \frac{65}{2}\sin(15° + 5°) - \frac{8\sin 15°}{\cos 5°} =$$

$$= 32{,}5\sin 20° - \frac{8\sin 15°}{\cos 5°} = 9{,}04 \text{ мм};$$

$$y = \frac{65}{2} - \left[\frac{65}{2}\cos(15° + 5°) - \frac{8\cos 15°}{\cos 5°}\right] =$$

$$= 32{,}5\left(32{,}5\cos 20° - \frac{8\cos 15°}{\cos 5°}\right) = 9{,}74 \text{ мм}.$$

Вычислим поправки на округление профиля зуба угловой фрезы по выражениям (189) и (190):

$$\Delta x = \frac{0{,}8 \sin\left(\frac{80°}{2} - 15°\right)}{\sin\frac{80°}{2}} = \frac{0{,}8 \sin 25°}{\sin 40°} = 0{,}52 \text{ мм};$$

$$\Delta y = 0{,}8\left[\frac{\cos\left(\frac{80°}{2} - 15°\right)}{\sin\frac{80°}{2}} - 1\right] = 0{,}8\left(\frac{\cos 25°}{\sin 40°} - 1\right) = 0{,}33 \text{ мм}.$$

Таким образом, угловая фреза по отношению к заготовке должна быть установлена по координатам:

$$x_ф = 9{,}04 - 0{,}52 = 8{,}52;$$
$$x_ф \approx 8{,}5 \text{ мм};$$
$$y_ф = 9{,}74 - 0{,}33 = 9{,}41;$$
$$y_ф \approx 9{,}4 \text{ мм}.$$

Для расчета установочных координат двухугловой фрезы при прорезании стружечных канавок затылованных фрез при $\gamma = 0$, угол $\varphi_1 = \varphi/2$ (рис. 62) и, следовательно, формулы (184) и (185) примут вид

$$\left.\begin{aligned} x &= \left(\frac{D}{2} - h\right)\sin\frac{\varphi}{2}; \\ y &= \frac{D}{2} + \left(h - \frac{D}{2}\right)\cos\frac{\varphi}{2}. \end{aligned}\right\} \qquad (193)$$

Если же при использовании двухугловой симметричной фрезы желательно получение некоторого переднего угла γ, то, воспользовавшись для определения координат установки теми же формулами (184) и (185) при $\varphi_1 = \varphi/2$, получим:

$$\left.\begin{aligned} x &= \frac{D}{2}\sin\left(\frac{\varphi}{2} + \gamma\right) - \frac{h \sin\frac{\varphi}{2}}{\cos\gamma}; \\ y &= \frac{D}{2} - \left[\frac{D}{2}\cos\left(\frac{\varphi}{2} + \gamma\right) - \frac{h\cos\frac{\varphi}{2}}{\cos\gamma}\right]. \end{aligned}\right\} \qquad (194)$$

Если же обработка стружечных канавок выполняется одноугловой фрезой (нормаль МН 2108—61), то для определения x и y следует воспользоваться формулами (187).

Поправка на округление профиля фрезы определяется для двухугловой фрезы формулами (189) и (190), в которых φ_1 также заменяется величиной $\varphi/2$, тогда

$$\Delta x = 0; \quad \Delta y = r\left(\frac{1}{\sin\frac{\varphi}{2}} - 1\right). \qquad (195)$$

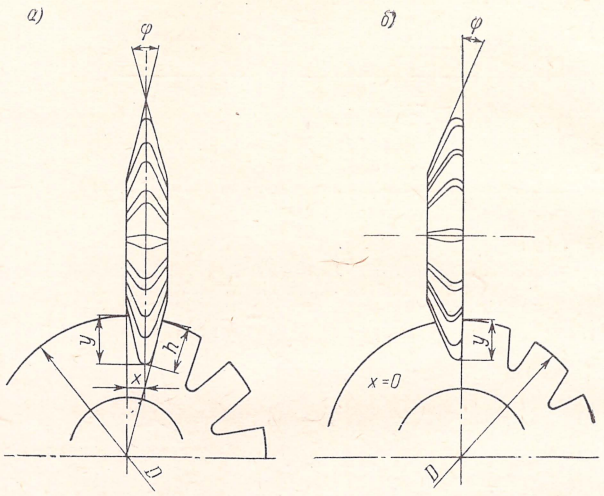


Рис. 62. Фрезерование стружечных канавок фрез с затылованными зубьями: *а* — двухугловой фрезой; *б* — одноугловой фрезой

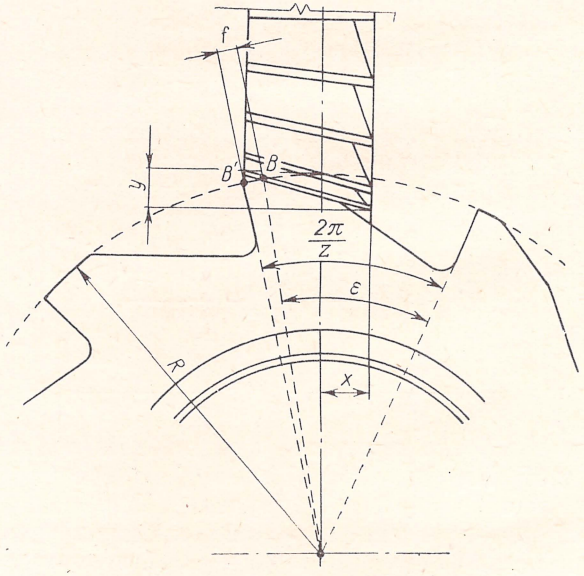


Рис. 63. Установка угловой фрезы при обработке спинки зубьев

Для случая работы с одноугловой фрезой формулы (191) и (192) используются без изменения (рис. 62, *б*).

В некоторых случаях при обработке необходимо получить на зубе небольшую фаску $B'B$ (рис. 63). Этим обеспечивается расположение вершин всех зубьев на окружности заготовки. Такое требование ведет к тому, что в расчет величин установочных координат x и y рабочей фрезы вводится ширина фаски f, учитываемая при определении центрального угла, соответствующего шагу нарезаемых зубьев, а именно в рад:

$$\left.\begin{aligned} \varepsilon &= \left(\frac{2\pi}{z} - \frac{f}{R}\right) \\ \text{или в град}\quad \varepsilon &= \left(\frac{2\pi}{z} - \frac{f}{R}\right)\frac{180^\circ}{\pi}. \end{aligned}\right\} \qquad (196)$$

Таким образом, угол ε является функцией от шага нарезаемых зубьев заготовки $2\pi/z$ и ширины фаски f, а поскольку угол ε входит в выражения координат x и y, то и последние зависят от этих величин.

Установка фрезы на ширину фаски применяется чаще всего после первого прохода при прорезании канавок для получения усиленного профиля зубьев.

Для расчета координат установки фрезы в данном случае задаются углами γ, φ и φ_1, а также диаметром заготовки D, шириной фаски f и числом зубьев обрабатываемого инструмента z.

На рис. 64 изображена схема расположения двухугловой фрезы с углами φ и φ_1 и заготовка с центром в точке O. Контур фрезы пересекает окружность поверхности заготовки в точках A и B, которые соединены прямой AB. Центральный угол ε должен быть равен углу, величина которого определяется по формуле (196). Передняя поверхность AC фрезеруемого зуба расположена под углом γ к радиусу заготовки AO. Проведем биссектрису OH угла ε и из прямоугольного треугольника AOH получим:

$$\angle HAO = 90^\circ - \frac{\varepsilon}{2}; \quad \angle BAC = 90^\circ + \gamma - \frac{\varepsilon}{2};$$

$$\angle ABC = 90^\circ + \frac{\varepsilon}{2} - (\varphi + \gamma);$$

$$\overline{AB} = 2R \sin\frac{\varepsilon}{2}.$$

Тогда из $\triangle ABC$ по теореме синусов

$$\frac{2R \sin\frac{\varepsilon}{2}}{\sin\varphi} = \frac{\overline{AC}}{\sin\left[90^\circ + \frac{\varepsilon}{2} - (\varphi + \gamma)\right]},$$

откуда

$$\overline{AC} = \frac{2R \sin\frac{\varepsilon}{2} \cos\left[\frac{\varepsilon}{2} - (\varphi + \gamma)\right]}{\sin\varphi}.$$

Спроектируем точки A и C на горизонтальную ось заготовки и получим точки E и G; при этом отрезок OG равен координате установки фрезы x, т. е. $x = OG$.

Из $\triangle OAE$

$$\overline{OE} = R \sin(\varphi_1 + \gamma).$$

Из $\triangle ACF$, в котором $CF \parallel GE$, имеем

$$\overline{CF} = \overline{AC} \sin \varphi_1 = \frac{2R \sin \frac{\varepsilon}{2} \cos\left[\frac{\varepsilon}{2} - (\varphi + \gamma)\right]}{\sin \varphi} \sin \varphi_1;$$

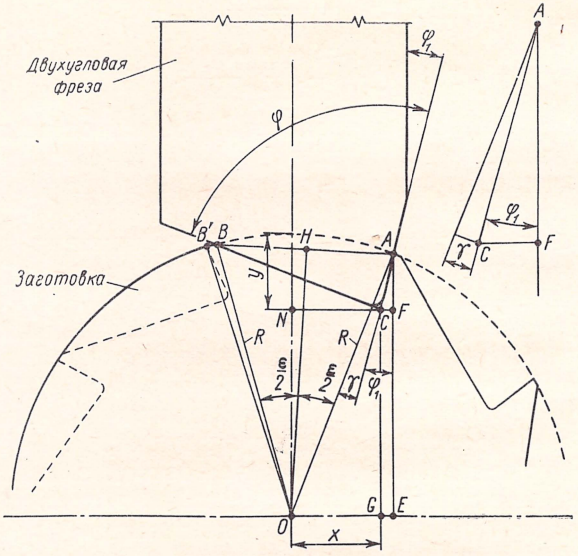


Рис. 64. Установка угловой фрезы при обработке стружечных канавок

но

$$x = \overline{OG} = \overline{OE} - \overline{GE} = \overline{OE} - \overline{CF}.$$

Следовательно,

$$x = R \sin(\varphi_1 + \gamma) - 2R \sin \frac{\varepsilon}{2} \cos\left[\frac{\varepsilon}{2} - (\varphi + \gamma)\right] \frac{\sin \varphi_1}{\sin \varphi}$$

или

$$x = R\left\{\sin(\varphi_1 + \gamma) - 2 \sin \frac{\varepsilon}{2} \cos\left[(\varphi + \gamma) - \frac{\varepsilon}{2}\right] \frac{\sin \varphi_1}{\sin \varphi}\right\}. \quad (197)$$

Координата $y = R - \overline{NO} = R - \overline{FE} = R - (\overline{AE} - \overline{AF})$.

$$\overline{AE} = R \cos(\varphi_1 + \gamma);$$

$$\overline{AF} = \overline{AC} \cos \varphi_1 = \frac{2R \sin \frac{\varepsilon}{2} \cos\left[\frac{\varepsilon}{2} - (\varphi + \gamma)\right]}{\sin \varphi} \cos \varphi_1.$$

Таким образом, после соответствующих упрощений

$$y = R\left\{1 - \cos(\varphi_1 + \gamma) + 2\sin\frac{\varepsilon}{2}\cos\left[(\varphi + \gamma) - \frac{\varepsilon}{2}\right]\frac{\cos\varphi_1}{\sin\varphi}\right\}. \quad (198)$$

Если при фрезеровании стружечных канавок двухугловой фрезой передний угол должен быть равен нулю ($\gamma = 0$), то выражения (197) и (198) установочных координат приобретают вид:

$$\left.\begin{aligned} x &= R\left[\sin\varphi_1 - 2\sin\frac{\varepsilon}{2}\cos\left(\varphi - \frac{\varepsilon}{2}\right)\frac{\sin\varphi_1}{\sin\varphi}\right]; \\ y &= R\left[1 - \cos\varphi_1 + 2\sin\frac{\varepsilon}{2}\cos\left(\varphi - \frac{\varepsilon}{2}\right)\frac{\cos\varphi_1}{\sin\varphi}\right]. \end{aligned}\right\} \quad (199)$$

Если работа выполняется одноугловой фрезой ($\varphi_1 = 0$) при $\gamma = 0$, то

$$\left.\begin{aligned} x &= R\sin\gamma; \\ y &= R\left\{1 - \cos\gamma + \frac{2\sin\frac{\varepsilon}{2}\cos\left[(\varphi + \gamma) - \frac{\varepsilon}{2}\right]}{\sin\varphi}\right\}, \end{aligned}\right\} \quad (200)$$

и при $\gamma = 0$

$$\left.\begin{aligned} x &= 0; \\ y &= \frac{2\sin\frac{\varepsilon}{2}\cos\left(\varphi - \frac{\varepsilon}{2}\right)}{\sin\varphi}R. \end{aligned}\right\} \quad (201)$$

Так же, как и для предшествующего случая, вычисленные по выражениям (197)—(198) величины должны быть скорректированы по величине, учитывающей округление профиля рабочей фрезы.

Пример. Рассчитать координаты установки одноугловой фрезы при фрезеровании стружечных канавок развертки $D = 36^{+0,2}$ мм, $z = 10$, $\gamma = 0$, угол профиля канавки $\varphi = 70°$, ширина фаски $f = 1{,}4^{+0,6}$ мм; радиус закругления профиля канавки $r = 1$ мм. Диаметр заготовки развертки с учетом припуска 1 мм будет

$$D_{заг} = (36 + 1)^{+0,2} = 37^{+0,2} \text{ мм}.$$

Для того чтобы избежать занижения высоты зуба, ведем расчет на ширину фаски $f = 1{,}4$ мм на заготовке.

Центральный угол, соответствующий дуге канавки,

$$\varepsilon = \left(\frac{2\cdot 3{,}14}{10} - \frac{1{,}4}{18{,}5}\right)\cdot\frac{180°}{3{,}14} = 31°6'.$$

По выражениям (201)

$$\left.\begin{aligned} x &= 0; \\ y &= \frac{2\sin\frac{31°6'}{2}\cos\left(70° - \frac{31°6'}{2}\right)}{\sin 70°}\cdot 18{,}5 = 8{,}54. \end{aligned}\right.$$

Принимаем $y = 8{,}6$ мм.

Поправка на округление фрезы радиусом $r = 1$ мм по формулам (191) и (192):

$$\Delta x = r = 1 \text{ мм};$$

$$\Delta y = 1\left(\operatorname{ctg}\frac{70^\circ}{2} - 1\right) = (1{,}4281 - 1) = 0{,}4281;$$

$$\Delta y \approx 0{,}4 \text{ мм}.$$

Следовательно,

$$x_\Phi = 0 + \Delta x = 1 \text{ мм};$$

$$y_\Phi = 8{,}6 - 0{,}4 = 8{,}2 \text{ мм}.$$

25. УСТАНОВКА ДИСКОВЫХ ФРЕЗ ПРИ ОБРАБОТКЕ КОСЫХ И ВИНТОВЫХ ПАЗОВ

Все разобранные в предшествующем параграфе случаи относятся к прямым канавкам, т. е. канавкам, расположенным параллельно оси цилиндрической заготовки. Если же фрезеруются косые или винтовые канавки, для которых, как правило, задается нормальное сечение, расположенное под углом ω к оси заготовки, то для определения координаты x выражения, соответствующие отдельным случаям установки фрез для нарезания прямых канавок, следует умножить на $1/\cos\omega$. Это относится и к вычислению поправки Δx. Координата y и поправка Δy не изменяются при расположении канавки под углом ω к оси заготовки. Поэтому все выражения для y и Δy как для прямых, так и для косых и винтовых канавок будут одними и теми же.

В корпусах сборных цилиндрических фрез, роторах воздушных турбин со вставными лопастями, ступицах вентиляторов и других подобных заготовок фрезеруются пазы прямоугольного сечения, расположенные под углом к оси изделия. В этих случаях заготовка *2* закрепляется в патроне делительной головки *1*, причем последняя должна быть повернута по отношению к оси стола *4* на угол ω (рис. 65, *а*). Работа выполняется дисковой фрезой *3*, ширина которой b_Φ подсчитывается по формуле (88).

Из рис. 65, *в* видно, что передний угол в любом радиальном сечении заготовки (например, в сечении *I—I*) равен

$$\gamma = \arcsin\frac{x}{R_\Phi}, \qquad (202)$$

где x — смещение паза от вертикальной осевой плоскости заготовки; R_Φ — радиус фрезы в рассматриваемом сечении.

Величина x не остается постоянной, она изменяется от $x_{т1}$ до $x_{т2}$, что влечет за собой непостоянство угла γ. В сечении *II—II* смещение паза будет равно x_0, которое обычно и задается (конструкцией фрезы). Практически однако производить установку

фрезы по величине x_0 неудобно. Установка фрезы резко упрощается, если смещение задается величиной, измеряемой по одному из торцов заготовки, т. е. если фрезеровщику известна одна из величин $x_{т1}$ или $x_{т2}$.

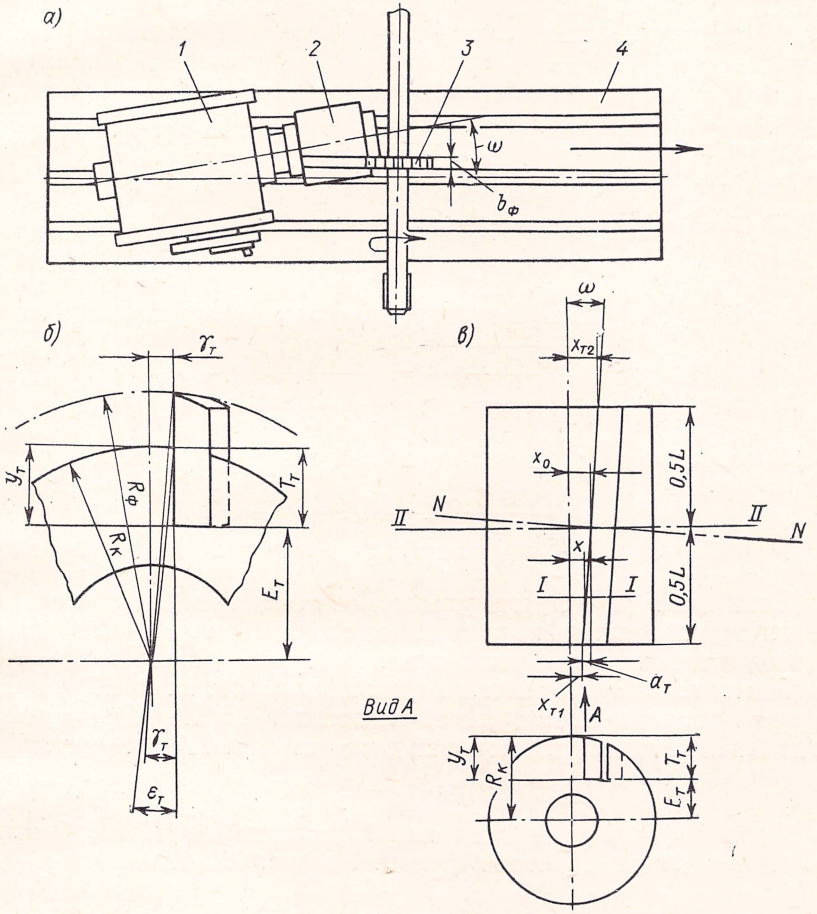


Рис. 65. Фрезерование косых пазов: *а* — установка делительной головки; *б* и *в* — схемы для расчета координат установки дисковой фрезы

На основании формулы (202) можно написать

$$x_0 = R_ф \sin \gamma.$$

На торцах

$$x_т = x_0 \pm a_т,$$

но

$$a_т = \frac{L}{2} \operatorname{tg} \omega,$$

где L — длина заготовки.

Следовательно,

$$x_т = R_ф \sin \gamma_0 \pm \frac{L}{2} \operatorname{tg} \omega, \qquad (203)$$

где γ_0 — заданный передний угол в сечении *II—II*.

По чертежу, как правило, все размеры паза задаются в нормальном сечении *N—N* и при переходе на размеры в радиальном сечении необходимо учитывать, что передний угол γ несколько изменится по величине. Связь между передним углом в нормальном сечении $\gamma_н$ и углом γ_0, измеренным в радиальном сечении, выразится, как уже указывалось, в следующем виде:

$$\operatorname{tg} \gamma_0 = \frac{\operatorname{tg} \gamma_н}{\cos \omega}. \qquad (204)$$

Если задан угол $\gamma_н$, то в формуле (203) необходимо заменить $\sin \gamma_0$ соответствующей величиной, выраженной через угол $\gamma_н$, т. е.

$$\sin \gamma_0 = \sqrt{\frac{1}{\frac{1}{\operatorname{tg}^2 \gamma_0} + 1}} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\cos \omega}{\operatorname{tg} \gamma_н}\right)^2 + 1}}.$$

Следовательно,

$$x_т = \frac{R_ф}{\sqrt{\left(\frac{\cos \omega}{\operatorname{tg} \gamma_н}\right)^2 + 1}} \pm \frac{L}{2} \operatorname{tg} \omega. \qquad (205)$$

Знак плюс берется для углов ω, откладываемых от оси заготовки в направлении по часовой стрелке, и минус — для углов, откладываемых от оси заготовки против часовой стрелки.

Расстояние $E_т$ от основания паза до горизонтальной оси заготовки задается конструкцией заготовки. Таким образом, вертикальная координата установки дисковой фрезы будет (рис. 65, *в*)

$$y_т = R_к - E_т. \qquad (206)$$

Полезно знать и глубину паза $T_т$, так как по ней подбирают диаметр рабочей (дисковой) фрезы. Из рис. 65, *б* имеем:

$$T_т + E_т = R_к \cos \varepsilon_т; \quad T_т = R_к \cos \varepsilon_т - E_т. \qquad (207)$$

По размерам, определяющим расположение паза в одной из торцовых поверхностей,

$$\varepsilon_т = \arcsin \frac{x_т}{R_к}, \qquad (208)$$

где $x_т$ — вычисленная по формуле (205) величина.

Наименьший диаметр дисковой фрезы в мм

$$D_ф^{\min} \geqslant 2 (R_к - E_т) + d + 2b + (4 \div 5), \qquad (209)$$

где d — диаметр отверстия дисковой фрезы в мм; b — толщина установочного кольца в мм.

Вопрос о том, какую из координат $x_{т1}$ и $x_{т2}$ следует использовать для расчета наладки с теоретической точки зрения не имеет принципиального значения. Практически в сторону начального положения дисковой фрезы должен быть обращен тот торец, который определяет более удобную установку заготовки, если она имеет несимметричную форму в осевой плоскости.

Пример. Определить параметры настройки фрезерного станка для обработки пазов корпуса $R_к = 90$ мм; $R_ф = 110$ мм; $\omega = 15°$; $d = 40$ мм; $L = 140$ мм; $\gamma_н = 10°$; $E_т = 32$ мм. Направление канавок — правое.

По формуле (205)

$$x_т = \frac{110}{\sqrt{\left(\frac{\cos 15°}{\operatorname{tg} 10°}\right)^2 + 1}} + \frac{140}{2}\operatorname{tg} 15° =$$

$$= \frac{110}{\sqrt{\left(\frac{0{,}96592}{0{,}17633}\right)^2 + 1}} + 70 \cdot 0{,}26795 = 27{,}9 \text{ мм}.$$

Принимаем $x_т = 28$ мм.

По формуле (206)

$$y_т = 90 - 32 = 58 \text{ мм};$$

по формуле (208)

$$\varepsilon_т = \arcsin \frac{27{,}9}{90};$$

$$\varepsilon_т = 18°4';$$

по формуле (207)

$$T_т = 90 \cos 18° 4' - 32 = 90 \cdot 0{,}95070 - 32;$$

$$T_т \approx 53{,}6 \text{ мм}.$$

Разновидностью косых пазов являются клиновые пазы, которыми снабжаются корпуса сборных торцовых фрез. У этих пазов одна из сторон AB выполняется параллельной оси корпуса, а другая CD направлена под углом $\beta_ф$ к ней (рис. 66). Работа выполняется с помощью делительной головки. Если паз должен располагаться под углом $\alpha_ф$ к оси заготовки, то шпиндель головки должен быть наклонен под этим углом к горизонтальной плоскости (рис. 67).

Фрезерование паза выполняется за два прохода дисковой фрезой (рис. 66). За первый проход (положение *I*) фрезеруется часть паза, в результате чего будет произведена окончательная обработка только стенки паза AB. Затем при повороте всей делительной головки вокруг вертикальной оси OO (на рис. 66 эта ось изобразится точкой O) заготовка займет относительно фрезы положение, определяемое углом $\beta_ф$ (положение *II*). В результате

прохода фрезы здесь будет обработана вторая стенка паза *CD* под углом $\beta_ф$ к первой.

Для получения заданного положения стенки *CD* необходимо выдержать при обработке размеры: *m* или *n*, определяющие ширину паза, и $\beta_ф$ — угол скоса паза.

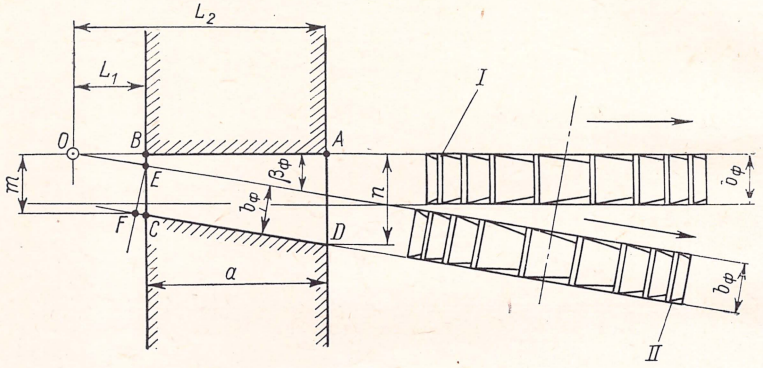


Рис. 66. Фрезерование клиновых пазов

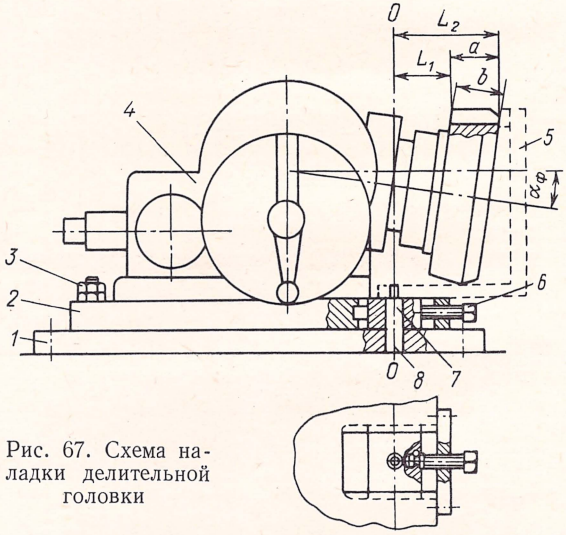


Рис. 67. Схема наладки делительной головки

Размер *a* в чертеже заготовки не проставляется; он определяется шириной заготовки *b* (рис. 67) и наклоном паза к ее оси

$$a = \frac{b}{\cos \alpha_ф}. \qquad (210)$$

Ширина фрезы $b_ф$ должна быть несколько меньше размера *m*. Практически здесь возможно использование стандартных фрез.

Для получения на заготовке размера m при выбранной ширине фрезы $b_ф$ необходимо, чтобы фреза своим торцом прошла через точку O. Это значит, что заготовка должна быть повернута на угол $\beta_ф$ вокруг точки O, и, следовательно, задача состоит в том, чтобы найти положение этой точки, лежащей в плоскости стенки паза AB. Положение точки O может быть определено расстоянием L_1 или L_2 от одного из торцов заготовки.

По рис. 66 из $\triangle OBE$

$$\overline{BE} = L_1 \operatorname{tg} \beta_ф,$$

а из $\triangle CEF$

$$\overline{EC} = \frac{\overline{EF}}{\cos \beta_ф} = \frac{b_ф}{\cos \beta_ф};$$

$$\overline{BE} + \overline{EC} = m = L_1 \operatorname{tg} \beta_ф + \frac{b_ф}{\cos \beta_ф},$$

откуда

$$\left.\begin{aligned} L_1 &= \frac{m \cos \beta_ф - b_ф}{\sin \beta_ф}, \\ L_2 &= L_1 + a. \end{aligned}\right\} \qquad (211)$$

Для конической заготовки на основании формулы (210)

$$L_2 = \frac{m \cos \beta_ф - b_ф}{\sin \beta_ф} + \frac{b}{\cos \alpha_ф}. \qquad (212)$$

Для цилиндрической заготовки угол $\alpha_ф = 0$ и, следовательно, $a = b$

$$L_2 = \frac{m \cos \beta_ф - b_ф}{\cos \beta_ф} + b. \qquad (213)$$

Схема наладки делительной головки показана на рис. 67. Здесь делительная головка *4* установлена на поворотной плите *2*, которая может быть повернута вокруг пальца *8*, жестко закрепленного в нижней неподвижной плите *1*. Поворот верхней плиты *2* относительно нижней *1* фиксируется затяжкой болта *3*.

Для того чтобы осуществить установку по размеру L_1 или L_2, определяющему по отношению к заготовке положение оси пальца *8*, последний смонтирован в направляющей *7*, по отношению к которой поворотная плита *2* фиксируется в необходимом положении винтом *6*.

Установка на размер L_1 или L_2 может быть осуществлена при помощи шаблона *5*, показанного на рис. 67 штриховой линией. Своей нижней частью шаблон устанавливается на палец *8*.

26. УСТАНОВКА ФРЕЗ ПРИ ОБРАБОТКЕ ТОРЦОВЫХ КУЛАЧКОВ И ЗУБЬЕВ

Нарезание торцовых зубьев кулачковых муфт выполняется в делительных головках или, если заготовка имеет большие размеры, на круглых столах с делительным механизмом.

Торцовые кулачки прямоугольного или трапецеидального профиля обрабатывают при вертикальной установке заготовки. Более технологичными являются муфты с числом кулачков 3, 9, 27

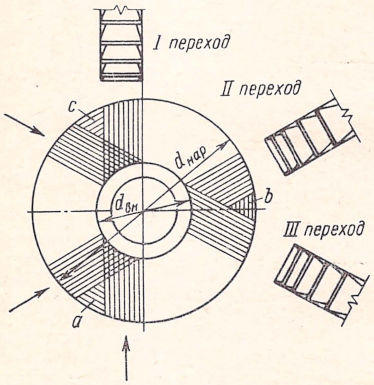


Рис. 68. Схема фрезерования торцовых кулачков

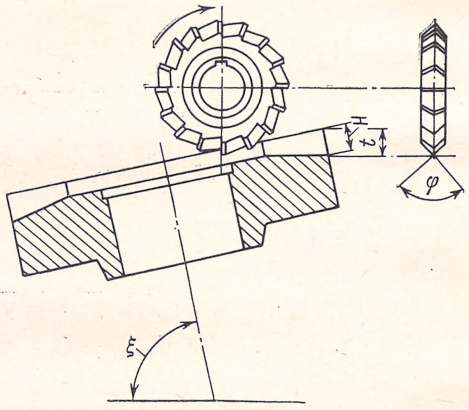


Рис. 69. Фрезерование торцовых зубьев треугольного профиля

и 54, так как они позволяют резко сократить количество проходов фрезы при обработке кулачков. Это объясняется тем, что при указанном числе кулачков представляется возможным выполнять сквозные проходы фрезы. На рис. 68 изображена обработка трехкулачковой муфты за три перехода (*I*, *II*, *III*), что невозможно при числе кулачков, не входящих в указанный выше ряд. Это, конечно, резко увеличивает производительность операции по обработке кулачков, главным образом, за счет уменьшения вспомогательного времени (поворот заготовки, подвод и отвод фрезы).

Однако, все эти рассуждения о количестве переходов будут правильными только в том случае, когда внутренний и наружный диаметры $d_{вн}$ и $d_{нар}$ муфты будут связаны соотношением

$$d_{вн} \geqslant 0{,}576\, d_{нар}. \qquad (214)$$

В противном случае останутся необработанными участки *a*, *b* и *c* и окажется необходимой дополнительная обработка.

Обработка пазов треугольного сечения выполняется двухугловой фрезой с симметричным расположением режущих кромок (рис. 69). Заготовка устанавливается на оправке, зажимаемой в патроне делительной головки. Шпиндель последней должен

быть установлен под углом ξ к горизонтальной оси. Если обозначить через φ угол профиля нарезаемых радиальных пазов, а следовательно, и угол профиля фрезы, то угол установки ξ определится следующим выражением:

$$\xi = \arccos\left(\operatorname{ctg}\frac{\varphi}{2}\operatorname{tg}\frac{180^\circ}{z}\right), \qquad (215)$$

где z — число нарезаемых пазов.

В частном случае, имеющем большое практическое распространение, $\varphi = 90^\circ$, тогда

$$\xi = \arccos\left(\operatorname{tg}\frac{180^\circ}{z}\right). \qquad (216)$$

В табл. 12 приводятся величины углов установки ξ для наиболее часто встречающихся в практике числа пазов муфты z и углов профиля φ.

Таблица 12

Углы установки заготовки ξ при фрезеровании торцовых пазов треугольного профиля

Число пазов муфты z	Угол профиля φ в . . . °		
	60	75	90
12	62° 20′	69° 31′	74°29′
14	65 40	71 56	76 49
15	68 21	73 55	77 44
16	69 53	74 00	78 31
18	72 18	76 46	79 52
20	74 06	78 07	80 53
24	76 46	80 06	82 26
25	77 25	80 34	82 45
28	78 42	81 33	83 00
30	79 31	82 42	83 58
36	81 19	83 27	85 00
38	81 47	83 48	85 15
40	82 11	84 05	85 29
42	82 39	84 24	85 44
45	83 03	85 00	86 00

Глубина t, на которую должна быть установлена фреза при заданной величине высоты пазов H, определится из выражения (рис. 69) в мм

$$t = H \sin \xi. \qquad (217)$$

Торцовыми зубьями снабжаются дисковые фрезы, зенкеры, концевые и торцовые фрезы. Обработка этих зубьев выполняется одноугловыми фрезами (по нормали *МН* 2107—61) с углами профиля 45; 50; 60; 65; 70; 75; 80; 85°.

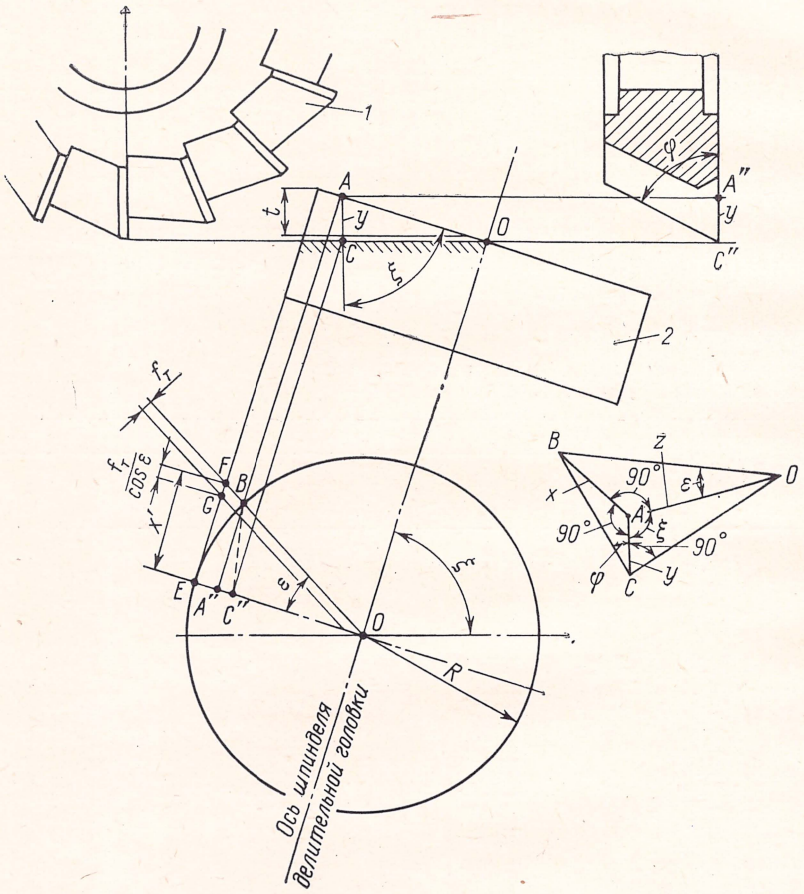


Рис. 70. Схема фрезерования торцовых зубьев фрез

Чтобы вершины зубьев были расположены в одной торцовой плоскости, предусматривают наличие узкой полоски (фаску) на торце обработанной заготовки.

Для наладки станка необходимо знать угол установки заготовки ξ, зависящий от числа нарезаемых зубьев z и угла профиля φ рабочей угловой фрезы, и глубину установки t последней, обеспечивающей получение на торце фаски заданной ширины $f_т$.

На рис. 70 показана установка заготовки *2* в делительной головке при фрезеровании торцовых зубьев с помощью одноугло-

вой фрезы *1*, угол профиля которой φ подбирается по заданному углу профиля канавки обрабатываемого инструмента.

Центральный угол ε канавки, определяющий угловой шаг торцовых зубьев изготовляемого инструмента, подсчитывается по формуле

$$\varepsilon = \frac{360^\circ}{z}. \tag{218}$$

Определим угол установки заготовки ξ. Для этого представим себе, что рабочая фреза установлена так, что она выбирает канавку, начиная от центра торцовой поверхности заготовки, не оставляя при этом никакой фаски. Угол установки заготовки ξ должен быть выбран такой величины, чтобы прямолинейная грань канавки *OC* была параллельна направлению подачи.

Нетрудно видеть, что снятый при обработке канавки материал представляет собой призму с гранями *ACO*; *ABC*; *ABO* и *BCO* (изображена на рис. 70 справа). Форма этой призмы зависит от углов ε, φ и ξ; угол φ задан, а ε определяется по формуле (218).

Для нахождения зависимости между углами ε, φ и ξ опустим в торцовой плоскости заготовки перпендикуляр $A''B$ из точки *B* окружности контура заготовки на проекцию режущей кромки *EO* и длину этого перпендикуляра обозначим через *x*. Затем из точки *A* опустим перпендикуляр *AC* на горизонтальную линию *CO*, изображающую ребро стружечной канавки изготовляемого инструмента, и длину этого перпендикуляра обозначим через *y*. Заметим, что в прямоугольном треугольнике $ACO \angle OAC = \xi$. Обозначим длину гипотенузы *AO* этого треугольника через *z*.

Тогда можно написать для граней:

ABC — $y = x \operatorname{ctg} \varphi$;

ABO — $z = x/\operatorname{tg} \varepsilon$;

ACO — $y/z = \cos \xi$.

Решив систему этих уравнений, получим

$$\cos \xi = \operatorname{ctg} \varphi \operatorname{tg} \varepsilon \tag{219}$$

или

$$\cos \xi = \operatorname{ctg} \varphi \operatorname{tg} \frac{360^\circ}{z}. \tag{220}$$

Теперь нужно произвести установку рабочей фрезы на такую глубину, чтобы на торце заготовки получилась фаска заданной ширины $f_т$. Эта глубина может быть определена следующим образом. Проведем на торцовой поверхности (нижняя проекция рис. 70) на расстоянии $f_т$ линию, параллельную *OB*, построим $\triangle OEF$, в котором сторона *EF* параллельна $A''B$ и одновременно касается в точке *E* окружности наружного контура заготовки. Обозначим *EF* через x'. Тогда $x' = R \operatorname{tg} \varepsilon$.

Для получения фаски шириной $f_т$ угловая фреза устанавливается на такую глубину *t* (см. верхнюю проекцию заготовки),

которая обеспечит получение на грани призмы длину стороны EG, равную $x' - f_т/\cos\varepsilon$. Тогда в $\triangle ABC$ стороны $AB = x' - f_т/\cos\varepsilon$ и $AC = t$ и

$$\operatorname{tg}\varphi = \frac{x' - \dfrac{f_т}{\cos\varepsilon}}{t},$$

откуда

$$t = \frac{x' - \dfrac{f_т}{\cos\varepsilon}}{\operatorname{tg}\varphi} = \frac{R\operatorname{tg}\varepsilon - \dfrac{f_т}{\cos\varepsilon}}{\operatorname{tg}\varphi}$$

или

$$t = \frac{R\sin\varepsilon - f_т}{\operatorname{tg}\varphi\cos\varepsilon}. \qquad (221)$$

При установке рабочей фрезы радиус r округления ее профиля оказывает влияние на глубину установки t. Здесь можно воспользоваться формулами (191) и (192) для определения поправок; так, для корректировки глубины t формула (192) примет вид

$$\Delta t = r\left(\operatorname{ctg}\frac{\varphi}{2} - 1\right).$$

Таким образом, фактическая глубина установки рабочей фрезы

$$t_ф = \frac{R\sin\varepsilon - f_т}{\operatorname{tg}\varphi\cos\varepsilon} - r\left(\operatorname{ctg}\frac{\varphi}{2} - 1\right). \qquad (222)$$

После того как рабочая угловая фреза по своему наибольшему диаметру будет выставлена на диаметральную плоскость заготовки и оставит при своем вращении неглубокий след обработки, ее сле-

Таблица 13

Углы установки ξ оси заготовки при нарезании торцовых зубьев

Число зубьев обрабатываемого инструмента	Угол рабочей угловой фрезы в . . . °							
	45	50	60	65	70	75	80	85
10	46° 35′	58° 26′	65° 12′	70° 12′	74° 40′	78° 16′	82° 38′	84° 14′
12	54 44	61 02	70 32	74 23	77 52	81 06	84 09	87 06
14	61 12	66 10	73 51	77 01	79 54	82 35	85 08	87 35
16	65 32	69 40	76 10	78 52	81 20	83 37	85 49	87 55
18	68 39	72 13	77 52	80 13	82 23	84 21	86 19	88 10
20	71 03	74 11	79 11	81 17	83 13	85 04	86 43	88 22
22	72 55	75 44	80 14	82 10	83 52	85 29	87 02	88 31

дует согласно формуле (191) сместить в сторону от точки E к точке F на величину радиуса округления r.

Для упрощения расчетов в табл. 13 приведены величины углов установки ξ для стандартных величин угла φ и числа зубьев z.

27. УСТАНОВКА ФРЕЗ ПРИ ОБРАБОТКЕ КАНАВОК НА КОНИЧЕСКОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Этот вид обработки может относиться к фрезерованию шпоночных канавок на конусе, нарезанию зубьев угловых фрез и др. В первом случае заготовка должна быть установлена под углом ξ к горизонтальной плоскости, равным углу уклона конуса. Для установки могут быть использованы шаблоны, специальные приспособления, особые центровые бабки, позволяющие производить установку центров с переменной высотой и углом наклона.

Значительно сложнее установка фрезы и заготовки при прорезании стружечных канавок угловых фрез. Так же, как при фрезеровании стружечных канавок на торце в данном случае заготовка устанавливается в делительной головке под некоторым углом ξ к горизонтальной плоскости. Этот угол может быть выражен через заданные величины: угол профиля изготовляемой фрезы $\varphi_ф$; угол профиля рабочей одноугловой фрезы φ; число зубьев изготовляемой фрезы z.

На рис. 71 показана схема относительного расположения заготовки и рабочей фрезы. Шпиндель делительной головки должен быть установлен под таким углом ξ к горизонтальной плоскости или к направлению подачи стола, который определял бы горизонтальное расположение нижней кромки KQ стружечной канавки обрабатываемой угловой фрезы (см. проекцию I). В таком положении заготовки $\angle KOP = \xi$.

Проведем между вершинами зубьев на проекциях I и II линию MM_1 и через вершину зуба A_2 — линию AA_1, параллельную MM_1. Затем, соединив точку A с вершиной конуса O, получим $\triangle AKO$. Обозначим $\angle AOK$ через τ, а $\angle AOP$ через ϑ, тогда

$$\xi = \vartheta - \tau. \qquad (223)$$

Высоту OP конуса обозначим через a, величину отрезков A_1M_1 и AM — через n и A_1A_2 — через m, радиус обрабатываемой фрезы — через R, т. е. $\overline{SP} = \overline{MP} = \overline{M_1O_1} = \overline{A_2O_1} = R$.

Из $\triangle OAP$ (проекция I) имеем

$$\operatorname{tg}\vartheta = \frac{\overline{AP}}{\overline{OP}} = \frac{\overline{MP} - \overline{AM}}{\overline{OP}} = \frac{R-n}{a}.$$

Умножив числитель и знаменатель на R, получим

$$\operatorname{tg}\vartheta = \frac{R-n}{R} \cdot \frac{R}{a},$$

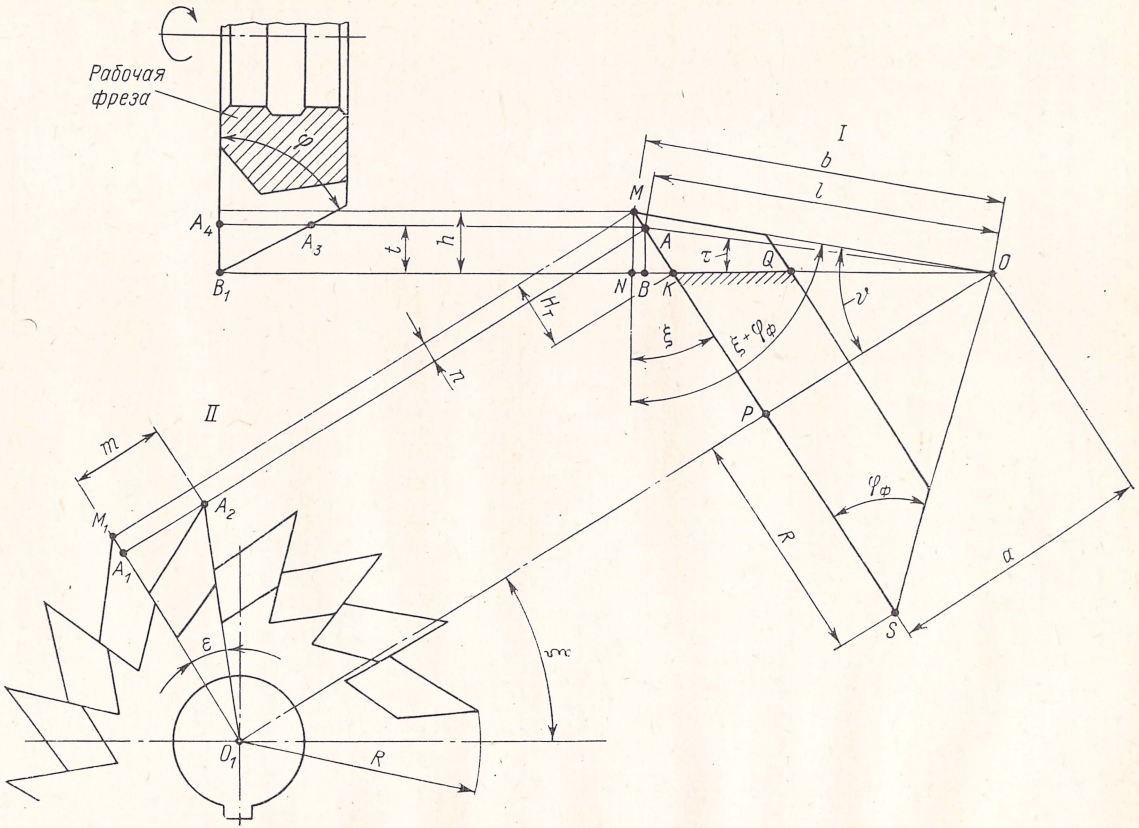


Рис. 71. Схема фрезерования зубьев угловых фрез

но из $\triangle A_1A_2O_1$ (проекция *II*)

$$\frac{\overline{A_1O_1}}{\overline{A_2O_1}} = \frac{\overline{M_1O_1} - \overline{A_1M_1}}{\overline{A_2O_1}} = \frac{R-n}{R} = \cos\varepsilon$$

и из $\triangle OPS$ (проекция *I*)

$$\frac{R}{a} = \operatorname{ctg}\varphi_\phi.$$

Следовательно,

$$\operatorname{tg}\vartheta = \cos\varepsilon \operatorname{ctg}\varphi_\phi. \qquad (224)$$

Величина угла ε звисит от числа нарезаемых стружечных канавок

$$\varepsilon = \frac{360^\circ}{z}.$$

Из $\triangle ABO$ (проекция *I*), в котором длину сторон AB и AO обозначим соответственно через t и l, имеем

$$\sin\tau = \frac{t}{l}.$$

Из $\triangle A_3A_4B_1$ (см. разрез рабочей фрезы) нетрудно видеть, что отрезок $A_3A_4 = m$, следовательно,

$$t = m \operatorname{ctg}\varphi.$$

Из $\triangle APO$ (проекция *I*)

$$l = \frac{R-n}{\sin\vartheta},$$

но из $\triangle A_1A_2O_1$ (проекция *II*)

$$\overline{A_1O_1} = \frac{\overline{A_1A_2}}{\operatorname{tg}\varepsilon} \quad \text{или} \quad R - n = \frac{m}{\operatorname{tg}\varepsilon}.$$

После соответствующих подстановок получим:

$$l = \frac{m}{\operatorname{tg}\varepsilon \sin\vartheta};$$

$$\sin\tau = \operatorname{ctg}\varphi \operatorname{tg}\varepsilon \sin\vartheta. \qquad (225)$$

Таким образом, определив из уравнений (224) и (225) величину углов ϑ и τ и, подставив их значения в выражение (223), вычислим величину угла установки шпинделя делительной головки.

Для того чтобы осуществить наладку станка, необходимо определить глубину h, на которую должна быть установлена рабочая фреза.

Из $\triangle MNO$ (проекция *I*)

$$h = b\cos(\xi + \varphi_\phi),$$

но из $\triangle MPO$

$$b = \frac{R}{\cos\varphi_\phi}$$

и, следовательно,

$$h = \frac{\cos(\xi + \varphi_ф)}{\cos \varphi_ф} R. \qquad (226)$$

Наибольшая высота зуба по торцу $H_т$ определится из $\triangle KMN$

$$H_т = \frac{h}{\cos \xi} \text{ или } H_т = (1 - \operatorname{tg} \xi \operatorname{tg} \varphi_ф) R. \qquad (227)$$

Весь этот расчет проведен в предположении, что ширина фаски на режущих кромках обрабатываемой фрезы $f_т = 0$, но по существующим нормалям должна быть получена фаска 0,6; 0,8 и 1,0 мм.

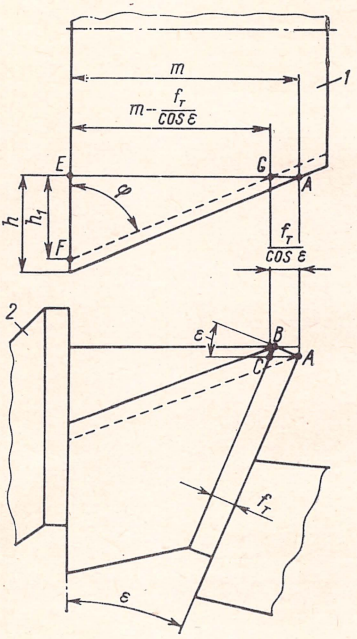


Рис. 72. Схема получения фаски на зубьях угловых фрез:
1 — фреза; *2* — обрабатываемая заготовка

Наличие фаски не изменяет угла установки ξ, а потому выражения (223), (224) и (225) остаются в силе, изменяются только выражения (226) и (227), в которые необходимо внести соответствующие поправки.

Для получения фаски $f_т$ заданной ширины следует уменьшить глубину установки рабочей фрезы h.

Обозначим новую глубину установки через h' (рис. 72), соответствующую заданной величине фаски $f_т$. В этом случае величина отрезка m уменьшится на величину $f_т/\cos \varepsilon$, что видно из ΔABC. Теперь, из $\triangle EFC$

$$h' = \left(m - \frac{f_т}{\cos \varepsilon}\right) \operatorname{ctg} \varphi$$

и поскольку из рис. 72

$$m = R \sin \varepsilon,$$

то

$$h' = \left(R \sin \varepsilon - \frac{f_т}{\cos \varepsilon}\right) \operatorname{ctg} \varphi. \qquad (228)$$

Изменится и значение высоты зуба по торцу $H'_т$

$$H'_т = \frac{h'}{\cos \xi}.$$

Следовательно,

$$H'_т = \left(R \sin \varepsilon - \frac{f_т}{\cos \varepsilon}\right) \frac{\operatorname{ctg} \varphi}{\cos \xi}. \qquad (229)$$

Поправки на установку рабочей фрезы по высоте в связи с округлением ее профиля определяются по формуле (192) [1].

[1] В формуле (192) величину Δy принимаем за $\Delta h'$.

Пример. Определить угол установки ξ заготовки, глубину установки фрезы h' и высоту зуба по торцу $H'_т$ при фрезеровании стружечных канавок одноугловой фрезой при следующих данных: $z = 16$; $\varphi = 60°$; $\varphi_ф = 70°$; $D = 63$ мм; $f_т = 0{,}8$ мм; $r = 2$ мм

$$\varepsilon = \frac{360°}{16} = 22° 30'.$$

По уравнению (224)

$$\operatorname{tg} \vartheta = \cos 22° 30' \operatorname{ctg} 70° = 0{,}92388 \cdot 0{,}36397 = 0{,}33626;$$

$$\vartheta = 18° 35'.$$

По уравнению (225)

$$\sin \tau = \operatorname{ctg} 60° \operatorname{tg} 22° 30' \sin 18° 35' = 0{,}57735 \cdot 0{,}41421 \times$$

$$\times\ 0{,}31868 = 0{,}07621;$$

$$\tau \approx 4° 22'.$$

По формуле (223)

$$\xi = 18° 35' - 4° 22' = 14° 13'.$$

По формуле (228)

$$h' = \left(\frac{63}{2} \sin 22° 30' - \frac{0{,}8}{\cos 22° 30'}\right) \operatorname{ctg} 60° =$$

$$= \left(31{,}5 \cdot 0{,}38268 - \frac{0{,}8}{0{,}92388}\right) 0{,}57735 = 6{,}47123.$$

Принимаем $h' \approx 6{,}47$ мм.

Поправка на округление профиля рабочей фрезы по (192)

$$\Delta h' = 2\left(\operatorname{ctg} \frac{60°}{2} - 1\right) = 1{,}4640 \approx 1{,}46 \text{ мм}.$$

Тогда действительная высота зуба $h'_ф$ будет

$$h'_ф = h' - \Delta h' \approx 6{,}47 - 1{,}46 = 5{,}01; \quad h'_ф \approx 5 \text{ мм}.$$

Высота зуба по торцу

$$H'_т = \frac{5}{\cos 14° 13'} = \frac{5}{0{,}96937} = 5{,}156;$$

$$H'_т \approx 5{,}2 \text{ мм}.$$

ГЛАВА VI

ФРЕЗЕРОВАНИЕ ФАСОННЫХ КОНТУРОВ И ПОВЕРХНОСТЕЙ

28. СХЕМЫ ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Значительную часть фрезерных работ составляет обработка фасонных контуров и поверхностей, иногда достаточно сложного профиля — кулачков распределительных валиков и систем автоматического управления машин, штампов, турбинных лопаток и др.

Обработка фасонных поверхностей может быть осуществлена путем разметки подлежащего обработке контура, а также методом копирования с заранее изготовленного образца. Кроме того, применяются кинематический метод фасонного фрезерования и метод программного управления движением фрезы по заданной траектории.

Разметка контура подлежащей обработке поверхности дает очень низкую точность и может, как правило, применяться лишь для предварительной (черновой) обработки фасонных поверхностей.

Метод копирования основан на передаче движения щупа (копировального пальца), непрерывно следующего за контуром копира (образца), фрезе, выполняющей обработку заготовки.

Как известно, системы копировальных устройств, в которых используется чисто механическая передача движения от пальца копира к фрезе, обладают основным недостатком — значительными усилиями воздействия копировального пальца на рабочую поверхность копира, что приводит к их быстрому износу и, следовательно, к потере точности обработки. Поэтому применяют системы, в которых движение от копира к фрезе передается не с помощью жестких механических связей, а гидравлических или электрических устройств, введенных в цепь передач. В этом случае механические звенья системы передач предназначаются для управления указанными устройствами, для чего не требуется значительных усилий.

Кинематический метод обработки фасонных контуров и поверхностей основан на использовании устройств, в которых фреза и заготовка связаны зубчатыми передачами, что позволяет избежать применения копиров. Таким образом, могут быть, например, обработаны дисковые кулачки с профилем архимедовой спирали, эвольвенты и др.

Программный метод фрезерования фасонных поверхностей с использованием перфорированных лент или лент с магнитной записью находит себе применение при обработке сложных по форме профилей на специально оборудованных для этой цели станках. Этот метод относится к специальной области автоматического управления процессами обработки и не разбирается в настоящей работе, тем более, что вопросам автоматического управления станков посвящена достаточно обширная отечественная литература.

В настоящей главе рассматриваются два метода обработки фасонных поверхностей — фрезерование по копиру и кинемати-

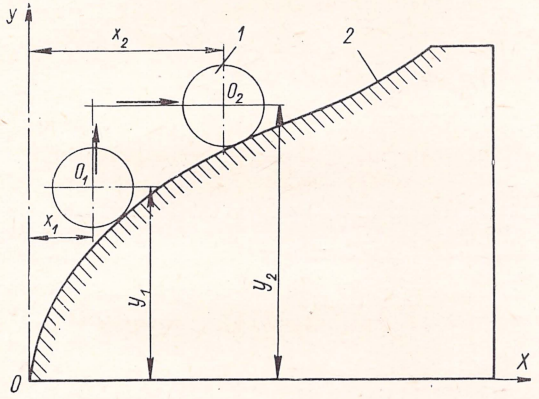


Рис. 73. Перемещение фрезы по фасонному профилю

ческий метод управления движением фрезы. При этих методах обработки для наладки станков требуется выполнение либо аналитических расчетов параметров процесса обработки, либо построение профиля копиров. Различают плоское и объемное копировальное фрезерование.

Копировальное фрезерование является плоским, если обрабатываемый контур расположен в одной плоскости; здесь мгновенное положение фрезы определяется двумя прямоугольными, либо полярными координатами. Нередко движение фрезы задается уравнением какой либо кривой (эвольвента, парабола, спираль Архимеда, логарифмическая кривая и др.).

Копировальное фрезерование профилей, заданных координатами x и y, чаще всего применяется для обработки незамкнутых контуров. На рис. 73 положение фрезы *1* относительно заготовки *2* непрерывно изменяется по двум направлениям X и Y. Перемещение в направлении X осуществляется продольной подачей стола и называется задающей подачей. Перемещение в направлении Y осуществляется фрезой или заготовкой при помощи какого-либо специального устройства. Это движение называется следящей подачей, так как оно получается в результате сложения элементов

системы, чаще всего по профилю копира. Такая система носит название продольно-поперечного копирования.

На рис. 74 показано фрезерование участка ABC заготовки, в котором в части AB угол подъема φ не превосходит величины, допускаемой для копира, но на участке BC этот угол φ_2 явно велик, а потому ролик копира не сможет преодолеть такой подъем. Для того чтобы процесс фрезерования по копиру стал возможным, последний участок увеличивается по длине таким образом, чтобы

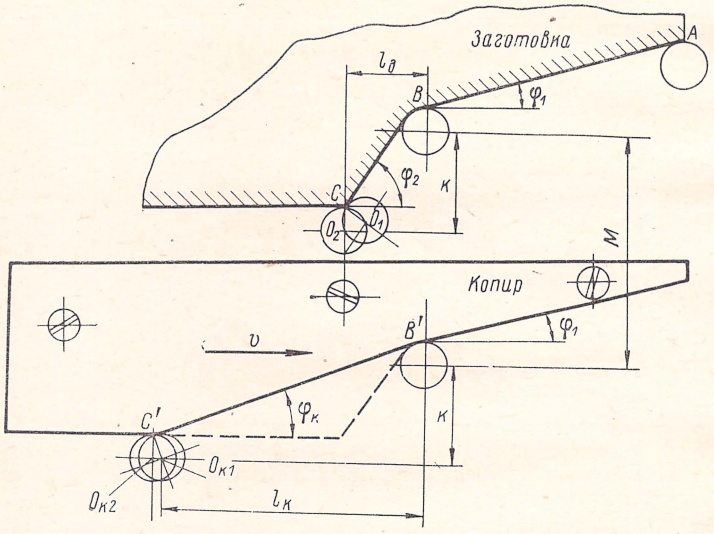


Рис. 74. Схема подвижного (растянутого) копира

угол его подъема стал $\varphi_к$, т. е. порядка 30—35, и с момента начала фрезерования в точке B копиру сообщается движение со скоростью перемещения $v_к$ по направлению стрелки. Условием для работы является величина этой скорости ($v_к$ в мм/мин), которая должна быть такой, чтобы преодолеть участок BC за время прохода фрезы с нормальной подачей. Приняв величину $\varphi_к$, определим длину $B'C'$ увеличенного (растянутого) участка копира $l_к$

$$l_к = \frac{k}{\operatorname{tg} \varphi_к},$$

где k — перепад в положении ролика на участке BC.

На фрезерование участка BC затрачивается время $T_д$ в мин

$$T_д = \frac{l_д}{s_0 n},$$

где $l_д$ — длина участка фрезерования в мм; s_0 — подача фрезы в мм/об; n — частота вращения фрезы в мин.

Время на перемещение копира $T_к$ в мин

$$T_к = \frac{l_к}{v_к} = \frac{k}{v_к \operatorname{tg} \varphi_к},$$

но, как указывалось, $T_д = T_к$, следовательно,

$$\frac{l_д}{s_0 n} = \frac{k}{v_к \operatorname{tg} \varphi_к},$$

откуда

$$v_к = \frac{k s_0 n}{l_д \operatorname{tg} \varphi_к}. \qquad (230)$$

В точке C копир должен остановиться на время перехода фрезы из положения O_1 в положение O_2; за это время и ролик ко-

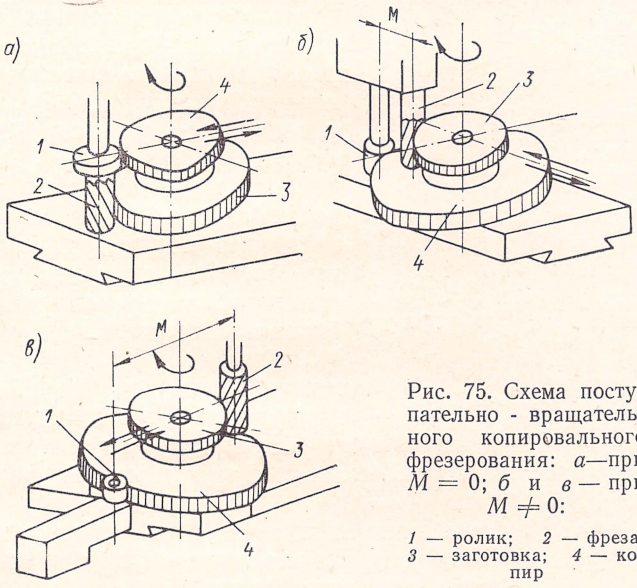


Рис. 75. Схема поступательно - вращательного копировального фрезерования: *а*—при $M = 0$; *б* и *в* — при $M \neq 0$:

1 — ролик; *2* — фреза; *3* — заготовка; *4* — копир

пира перейдет из положения $O_{к1}$ в $O_{к2}$, после чего работа фрезы и ролика копира будет продолжаться.

Пусть $l_д = k = 60$ мм; $s_0 = 0{,}2$ мм/об; $n = 200$ об/мин. Выбираем $\varphi_к = 25°$. Тогда по выражению (230)

$$v_к = \frac{60 \cdot 0{,}2 \cdot 200}{60 \operatorname{tg} 25°} = \frac{40}{0{,}577} = 69{,}324;$$

$v_к = 69{,}3$ мм/мин.

Обработка плоских контуров, профиль которых задается полярными координатами, производится на круглом поворотном столе. Стол помимо вращения получает от копировального устройства радиальное перемещение (рис. 75). Круговое движение является в данном случае задающей подачей, а радиальное перемещение заготовки (или фрезы) — следящей

подачей. Этот вид обработки носит название копировального фрезерования по поступательно-вращательной схеме.

Объемное копировальное фрезерование выполняется как на специальных станках со сложной электронной аппаратурой, так и на обычных горизонтально- и вертикально-фрезерных станках консольного типа. Здесь также, как и при плоском копировальном фрезеровании, происходит перемещение фрезы по двум координатам (рис. 76) x и y, из которых перемещение в направлении оси является задающей подачей (s_x), а по оси YY — следящей (s_y), но для получения объемного профиля необходимо, кроме того, иметь еще периодическое смещение фрезы в направлении оси ZZ. Это так называемая строчечная подача (s_z).

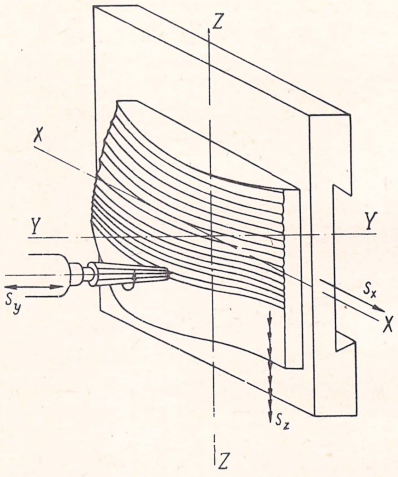


Рис. 76. Объемное копировальное фрезерование

Если кинематические цепи передач станка могут осуществить следящую подачу, то, очевидно, при этом отпадает необходимость в использовании копира и работа будет производиться, как это уже указывалось, по кинематическому методу фрезерования фасонных контуров и поверхностей.

Для всех описанных методов фасонного фрезерования необходимо произвести некоторый комплекс аналитических расчетов и построений.

Построение профиля копира чаще всего выполняется графическим методом. Сначала вычерчивают заданный профиль подлежащей обработке поверхности и проводят эквидистантную кривую на расстоянии, равном радиусу фрезы. Эта кривая представляет собой путь движения центра (оси) фрезы и называется центровым профилем фрезы [29]. По принятой величине расстояния между осями фрезы и ролика копировального пальца вычерчивают центровой профиль для пальца, т. е. находят траекторию движения оси пальца, и затем проводят к этому центровому профилю по заданному радиусу пальца эквидистантную кривую, которая является профилем копира. Если применяется штифтовой или плоский палец, то профиль копира находится путем приведения огибающей кривой к положению рабочей части пальца, как и в случае с роликовым пальцем. Такова методика построения профиля копира независимо от того, какая используется схема копирования — продольно-поперечная или поступательно-вращательная.

29. ОСНОВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ КОПИРОВАЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ, ВЫПОЛНЕННЫХ ПО ПОСТУПАТЕЛЬНО-ВРАЩАТЕЛЬНОЙ СХЕМЕ

Копировальное фрезерование по поступательно-вращательной схеме получило большое распространение для обработки профиля кулачков распределительных систем, а потому в дальнейшем этот случай и рассмотрен при построении профиля копира.

Копирование по поступательно-вращательной схеме позволяет осуществлять фрезерование как наружных, так и внутренних профилей по приведенным на рис. 75 схемам, характеризующимся взаимным расположением щупа (копировального ролика) и фрезы. Так по схеме рис. 75, *а* оси ролика и фрезы совпадают, т. е. расстояние между ними равно нулю ($M = 0$), по схеме рис. 75, *б* фреза и копировальный ролик расположены на некотором расстоянии M друг от друга по одну сторону от оси вращения копира, а по схеме рис. 75, *в* — по разные стороны.

Расположение копировального ролика и фрезы влияет на форму профиля копира и выбор той или иной схемы зависит от характера оборудования и возможности использования той или иной технологической оснастки.

Схема по рис. 75, *а* получила большое распространение в практике. Если диаметр ролика равен диаметру фрезы, заготовка и копир имеют одинаковые профили. Это значительно упрощает изготовление копира. Последний располагается выше заготовки, что в какой-то мере ограничивает попадание стружки между копиром и роликом.

В устройствах по схеме на рис. 75, *б* профиль копира эквидистантен относительно профиля заготовки, а по схеме на рис. 75, *в* — резко отличается от профиля заготовки; там, где у нее должна получаться кривая с подъемом, у копира окажется кривая с падающим профилем, и наоборот. Заготовка располагается выше копира и во избежание ошибок при копировании профиля необходимо исключить попадание стружки между роликом и копиром.

Схемы с параллельным расположением осей копировального ролика и фрезы сложнее, чем схема, показанная на рис. 75, *а*. Они позволяют производить работу с помощью копиров с бóльшими размерами, чем размеры заготовки. При обработке профилей с малыми размерами изготовление копира облегчается и уменьшаются ошибки размеров заготовки.

Существенно важным является назначение величины диаметров фрезы и ролика копировального пальца, а также и закругления рабочего конца штифтового пальца. Так, если радиус фрезы будет больше радиуса кривизны вогнутого участка заготовки, то, как это видно на рис. 77, *а*, фреза *2* срежет заштрихованные участки заготовки *1* и, следовательно, получится искажение задан-

ного профиля. Поэтому радиус фрезы должен быть меньше радиуса закругления впадины заготовки, т. е.

$$D_{ф} \leqslant 2\rho^{min}, \tag{231}$$

где ρ^{min} — наименьший радиус кривизны вогнутого участка заготовки в мм.

Выбор диаметра ролика пальца и радиуса закругленного конца штифтового пальца определится следующими условиями (рис.

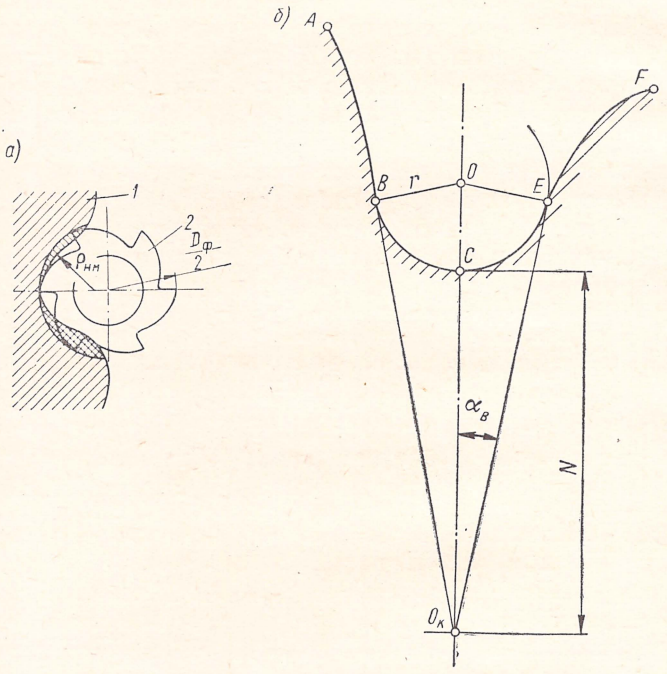


Рис. 77. К выбору диаметра фрезы при копировальном фрезеровании

77, *б*). Если закругление впадины копира между двумя ветвями его профиля AB и EF определяется углом $2\alpha_в$ и удалением точки C от центра вращения N, то величина диаметра окружности, вписанной в угол $2\alpha_в$ и проходящей через точку C, найдется из прямоугольного $\triangle OBO_к$

$$r = (r + N) \sin \alpha_в,$$

откуда

$$r = \frac{N}{\frac{1}{\sin \alpha_в} - 1}.$$

Таким образом, условие, при котором палец или ролик будет всегда контактироваться с поверхностью копира, определяется соотношением

$$d_{\text{рол}}^{\max} \leqslant \frac{2N^{\min}}{\frac{1}{\sin \alpha_{\text{в}}^{\min}} - 1}. \qquad (232)$$

В некоторых случаях приходится отказаться от применения роликового пальца и перейти к штифтовому. Например, $H = 20 \pm 1$ мм; $\alpha_{\text{в}}^{\min} = 5°$; тогда

$$d_{\text{рол}}^{\max} = \frac{2 \cdot 19}{\frac{1}{\sin 5°} - 1} \approx 3{,}7 \text{ мм}.$$

Выполнение ролика копировального пальца со столь малым диаметром нерационально, и в данном случае следует рекомендовать конструкцию штифтового пальца.

Для построения профиля копира прежде всего необходимо выбрать расположение центра вращения системы копир—заготовка. Чаще всего предпочитают совмещение центра вращения системы с геометрическим центром, из которого описана дуга окружности профиля заготовки с постоянной величиной радиуса (если таковая имеется), так как на указанном участке обработка профиля заготовки выполняется без радиального перемещения фрезы и копира. Это обеспечивает повышенную точность обработки с постоянной величиной радиуса участка, дает совмещение технологической и конструкторских баз установки заготовки и, кроме того, упрощает процесс построения профиля копира.

Однако такое расположение центра вращения может привести к значительным углам давления. Это вызывает увеличение усилий в точке контакта копировального пальца с копиром, а следовательно, и износ последнего. Возможно также заклинивание системы.

Уменьшение угла давления $\theta_{\text{д}}$ может быть достигнуто рациональным выбором положения центра вращения системы. Если этот центр совпадает с геометрическим центром дуговых участков ближнего и дальнего стояний [1] (рис. 78, *а*), то угол давления $\theta_{\text{д}1}$ на участке подъема копира, например на переменном радиусе OA, окажется бо́льшим, чем угол давления $\theta_{\text{д}2}$ на этом же радиусе, когда центр вращения копира C не совпадает с точкой O (рис. 78, *б*).

Следует отметить, что при расположении центра вращения в точке C угол давления на дуговых участках не будет равен нулю,

[1] Участки окружности ближнего и дальнего стояний определяются положениями толкателя или ролика копира соответственно на наименьшем и наибольшем радиусах кулачка и копира.

в то время как для случая расположения центра вращения в точке O он окажется равным нулю.

С увеличением угла давления $\theta_д$, как это было указано, увеличивается сила сопротивления движению копира и копировального пальца и при некоторой предельной величине этого угла наступает заклинивание механизма. Вопрос о предельно допустимой величине угла давления не может быть решен путем указания некоторой раз навсегда принятой величины этого угла. Однозначное решение этой задачи невозможно потому, что предельно до-

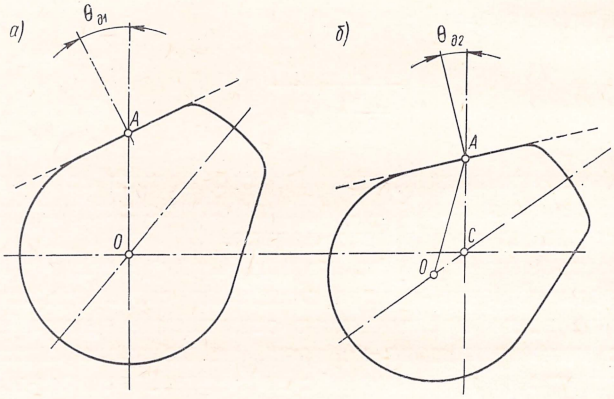


Рис. 78. Схема к определению угла давления

пустимая величина угла давления определяется величиной сил трения в механизме и некоторым запасом надежности, зависящим от коэффициента трения на участке касания рабочих поверхностей копира и копировального пальца и в направляющих копира и пальца.

Этот вопрос подробно излагается в ряде работ [20, 36 и др.] применительно к кулачковым механизмам, однако все полученные выводы применимы и к копировальным системам, работающим по поступательно-вращательной схеме. На основании анализа соотношений, действующих в системе сил, и направления их действия устанавливаются условия, при которых система заклинится, из которых и определяется допустимая величина угла давления. Можно поступить иначе. Сравнивая полезную и затрачиваемую работы на перемещение пальца или копира, можно получить выражение к. п. д. копировального устройства и отсюда определить условие, при котором к. п. д. окажется равным нулю. Это условие также явится функцией угла давления $\theta_д$. При одних и тех же предпосылках конечное решение задачи выразится одной и той же аналитической зависимостью величины угла давления, при котором произойдет заклинивание системы. Назовем этот угол углом заклинивания $\theta_{закл}$.

Система сил, позволяющая найти значение $\theta_{закл}$, зависит от величины реакции в направляющих копировальных устройств, поэтому угол $\theta_{закл}$ может быть определен только для конкретной схемы копировального устройства.

При работе на вертикально-фрезерных станках радиальное перемещение сообщается подвижной плите, на которой установлен поворотный стол с копиром и заготовкой (рис. 79). Принимая эту схему за основную, поскольку согласно рис. 80 здесь отсутствует перекос подвижной плиты, имеем в направляющих силы $N_{н1}$ и $N_{н2}$, которые в сочетании с силами трения $T_{н1}$ и $T_{н2}$ дают равнодействующие $R_{н1}$ и $R_{н2}$. Со стороны копира на неподвижный копировальный палец будет действовать нагрузка P, определяемая усилием фрезерования, а со стороны пальца — реакция $N_к$, которая из-за наличия силы трения $T_к$ отклонится от нормали к профилю копира на угол $\varphi_к$ (угол трения). Обозначив через $\theta_д$ угол давления и через $\varphi_н$ угол трения на направляющих подвижной плиты, из многоугольника сил будем иметь

$$\frac{P}{\sin[90° - (\theta_д + \varphi_н + \varphi_к)]} = \frac{N_к}{\sin(90° + \varphi_н)},$$

откуда

$$N_к = \frac{\cos\varphi_н}{\cos(\theta_д + \varphi_н + \varphi_к)} P \qquad (233)$$

или, обозначив

$$\varepsilon_{п.к} = \frac{\cos\varphi_н}{\cos(\theta_д + \varphi_н + \varphi_к)}, \qquad (234)$$

получим

$$N_к = \varepsilon_{п.к} P. \qquad (235)$$

Здесь $\varepsilon_{п.к}$ — коэффициент увеличения усилий в точке касания копировального пальца и копира. Он характеризует работу копировального механизма и, как видно из выражения (234), зависит только от угла давления и коэффициентов трения в рабочих сопряжениях механизма, поскольку $\operatorname{tg}\varphi_н = \mu_н$ и $\operatorname{tg}\varphi_к = \mu_к$, где $\mu_н$ и $\mu_к$ — коэффициенты трения соответственно в направляющих и на копире.

Из выражения (235) следует, что с увеличением $\varepsilon_{п.к}$ увеличивается сила $N_к$, что может привести к заклиниванию механизма. Сила $N_к$ окажется бесконечно большой при

$$\cos(\theta_{закл} + \varphi_н + \varphi_к) = 0;$$

$$\theta_{закл} + \varphi_н + \varphi_к = 90°,$$

откуда

$$\theta_{закл} = 90° - (\varphi_н + \varphi_к). \qquad (236)$$

Следовательно, величина $\theta_{закл}$ зависит только от углов трения $\varphi_н$ и $\varphi_к$ и чем тщательнее будет произведена обработка тру-

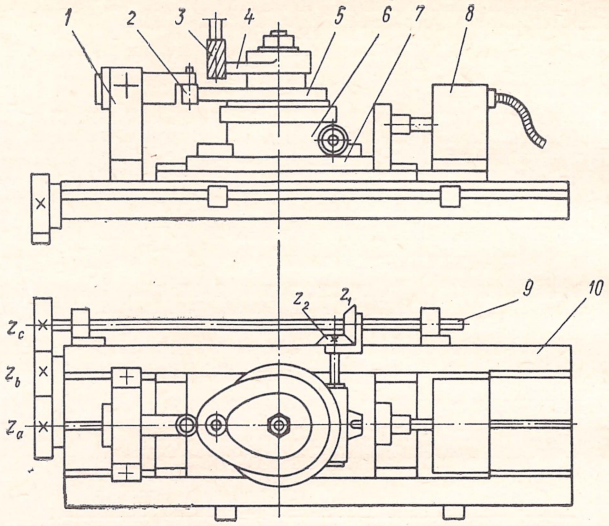


Рис. 79. Копировальное приспособление:

1 — стойка; *2* — копировальный палец; *3* — фреза; *4* — заготовка; *5* — копир; *6* — поворотный стол; *7* — подвижная плита поворотного стола; *8* — привод; *9* — валик передачи к поворотному столу; *10* — стол станка; z_1; z_2; z_a; z_b и z_c — зубчатые колеса передачи

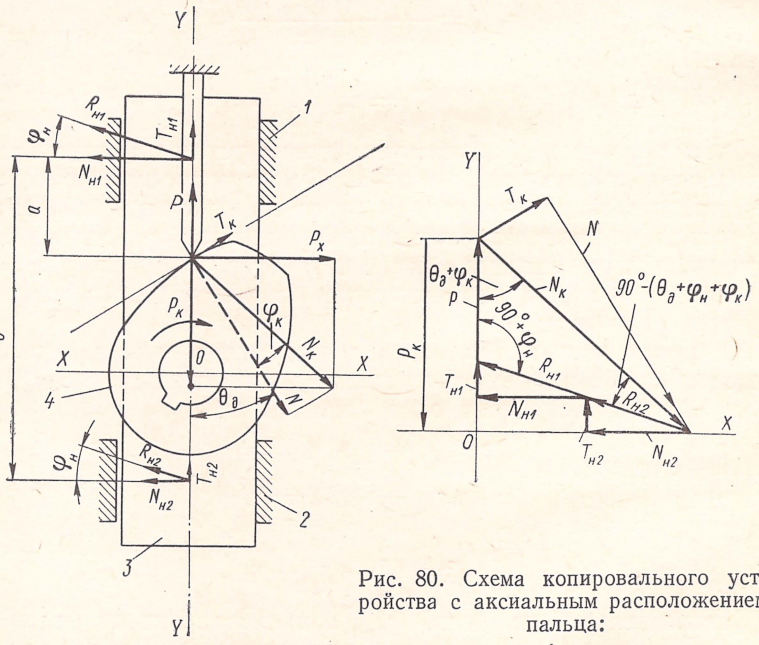


Рис. 80. Схема копировального устройства с аксиальным расположением пальца:

1 и *2* — направляющие; *3* — подвижная плита; *4* — копир

щихся поверхностей, тем больше окажется величина угла $\theta_{закл}$, т. е. тем надежнее окажется механизм в работе.

Надежность механизма может быть определена отношением тангенсов угла заклинивания и наибольшего угла давления данной конструкции копировального устройства

$$k = \frac{\operatorname{tg} \theta_{закл}}{\operatorname{tg} \theta_д}. \qquad (237)$$

Устанавливая зависимость между значениями k и $\varepsilon_{п.к}$, можно определить оптимальный угол давления $\theta_{д.оп}$ для заданного или построенного профиля копира. Оптимальная величина угла $\theta_{д.оп}$ определяется значением коэффициента $\varepsilon_{п.к}$. Малым значениям $\varepsilon_{п.к}$ соответствуют увеличенные габариты копира, что приводит к увеличению размера M (см. рис. 75); при большой величине $\varepsilon_{п.к}$ возникает опасность заклинивания механизма. Таким образом, следует выбирать некоторый оптимальный угол давления $\theta_{д.оп}$, который исключал бы заклинивание при минимальных размерах копира.

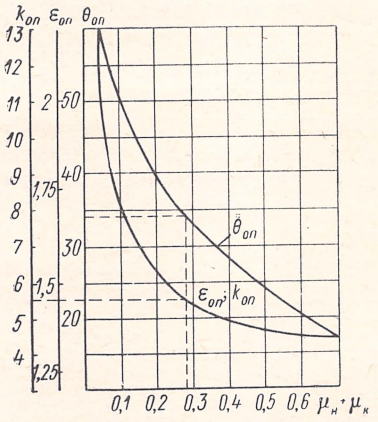


Рис. 81. Номограмма для определения $\theta_{д.оп}$; $\varepsilon_{оп}$ и $k_{оп}$

Г. А. Шаумян [36] предлагает для определения оптимальных величин $\theta_{д.оп}$, $\varepsilon_{оп}$ и $k_{оп}$ номограмму (рис. 81). Все эти величины зависят от коэффициентов трения $\mu_н$ и $\mu_к$. Для копировальных механизмов сумма этих коэффициентов колеблется практически в пределах $\mu_н + \mu_к = 0{,}1 \div 0{,}5$; предельными величинами $\theta_{д.оп}$, $\varepsilon_{оп}$ и $k_{оп}$ по номограмме будут: $\theta_{д.оп} = 50 \div 23°$; $\varepsilon_{оп} = 2 \div 1{,}22$; $k_{оп} = 11 \div 5{,}5$.

Предположим, что известны величины коэффициентов трения $\mu_н = 0{,}12$ и $\mu_к = 0{,}16$. Тогда $\mu_н + \mu_к = 0{,}28$. Проведя вертикальную линию через точку на оси абсцисс, соответствующую $\mu_н + \mu_к = 0{,}28$, до пересечения с верхней кривой, (см. штриховые линии), определим величину оптимального угла давления $\theta_{д.оп} = 34°$. Точка пересечения той же вертикальной линии с нижней кривой дает возможность определить ординату, соответствующую $k_{оп} = 5{,}6$ и $\varepsilon_{оп} = 1{,}45$. Весьма близкие к этим значения $\theta_{д.оп}$, $\varepsilon_{оп}$ и $k_{оп}$ можно получить по формулам (234), (236) и (237).

Часто приходится решать обратную задачу — определять величину угла давления для полученного построением профиля копира. Пусть, например, для копировального устройства с коэффициентами трения $\mu_н = 0{,}1$ и $\mu_к = 0{,}2$ наибольший угол давле-

ния оказался $\theta_д = 30$. По номограмме $\theta_{д.оп} = 33°$, $k_{оп} = 5{,}5$ и $\varepsilon_{оп} = 1{,}4$, тогда

$$\operatorname{tg}\varphi_н = 0{,}1; \quad \varphi_н = 5°\,43';$$
$$\operatorname{tg}\varphi_к = 0{,}2; \quad \varphi_к = 11°\,19'.$$

По формуле (236)

$$\theta_{закл} = 90° - (\varphi_н + \varphi_к) = 90° - 17°2' = 72°58'.$$

Таким образом, для данного случая механизм копира будет работать вполне надежно.

Для всех силовых расчетов копировальных систем необходимо знать величину силы $P_к$, действующей со стороны пальца на копир. Последняя зависит, с одной стороны, от радиального усилия P_y (см. п. 10) и, с другой стороны, от сил трения в направляющих подвижных элементов копировального устройства и в точке контакта пальца с рабочей поверхностью копира. Усилие $P_к$ будет большим при работе на спадающем участке профиля копира, т. е. там, где радиус-вектор профиля уменьшается; здесь $P_к$ и силы трения $T_{н1}$ и $T_{н2}$ (рис. 80) будут направлены в одну и ту же сторону. Если движение от шпинделя фрезы передается к копиру через рычажную систему или зубчатые колеса, то в этом случае нужно еще учесть передаточное отношение этой системы.

Усилие P в формуле (235) приближенно может быть принято равным радиальной силе P_y (см. п. 10), определяемой выражением $P_y = 0{,}35P_z$, в котором P_z подсчитывается по формуле (76). Подставив это значение в формулу (235), определим и составляющие реакции $N_к$ (рис. 80):

$$\left.\begin{aligned} P_x &= 0{,}35\varepsilon_{п.к}P_z \sin(\theta_д + \varphi_к); \\ P_к &= 0{,}35\varepsilon_{п.к}P_z \cos(\theta_д + \varphi_к). \end{aligned}\right\} \qquad (238)$$

30. ПРИВЕДЕННЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ ТРЕНИЯ КОПИРОВАЛЬНЫХ СИСТЕМ

Рассмотренная в предшествующем параграфе схема копировального механизма предопределяла по расположению направляющих подвижной плиты относительно точки контакта пальца с копиром, как указывалось, отсутствие перекоса подвижной системы копировального устройства. На практике, однако, применяются схемы, в которых вследствие иного расположения направляющих подвижной плиты относительно копира возможен ее перекос. Здесь силы трения окажутся по величине иными, чем в схеме, изображенной на рис. 80. Чтобы пользоваться номограммой для определения $\theta_{д.оп}$, $\varepsilon_{оп}$ и $k_{оп}$ (рис. 81) предлагается [36] вводить в коэффициент трения направляющих плиты множитель λ. Величина этого множителя зависит от кинематической схемы копировального механизма и размеров его элементов. Коэф-

фициент трения в направляющих $\mu_н$, умноженный на λ, называется приведенным коэффициентом трения, т. е.

$$\mu_{пр} = \lambda\mu_н. \qquad (239)$$

Нетрудно доказать, что для основной схемы $\lambda = 1$. По рис. 80 сумма моментов относительно среднего сечения направляющих *2* будет

$$N_{н1}b = P_x(b - a), \text{ откуда } N_{н1} = \left(1 - \frac{a}{b}\right) P_x,$$

то же относительно среднего сечения направляющих *1*

$$N_{н2}b = P_x a, \text{ откуда } N_{н2} = \frac{a}{b} P_x.$$

Сумма проекций сил на ось YY

$$P - P_к + (T_{н1} + T_{н2}) = 0 \text{ или } P - P_к + (N_{н1} + N_{н2})\mu_н = 0; \qquad (240)$$

$$P_к = \frac{P_x}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)}.$$

Здесь P_x и $P_к$ — составляющие усилия, действующие в направлении осей соответственно XX и YY.

По полученным выражениям можно определить отношение усилия P, действующего на палец, к усилию P_x, определяющему нормальные давления в направляющих подвижной плиты $N_{н1}$ и $N_{н2}$, и, следовательно, силы трения.

В самом деле, если в уравнение (240) подставить значения $N_{н1}$ и $N_{н2}$, получим

$$P - P_к + P_x\mu_н = 0 \text{ или } P - \frac{P_x}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} + P_x\mu_н = 0,$$

откуда

$$\frac{P}{P_x} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \mu_н.$$

Как видно из этого выражения, величина коэффициента трения $\mu_н$ вошла в это отношение сил без искажения и, следовательно, $\lambda = 1$.

Для схемы, в которой плита копира неподвижна, а перемещение шпинделю фрезы сообщается подвижным копировальным пальцем, также $\lambda = 1$.

Если направляющие подвижной плиты копира размещены по одну сторону неподвижного пальца (рис. 82), то

$$N_{н1}b = P_x(a + b) \text{ и } N_{н2}b = P_x a;$$

$$N_{н1} = \left(\frac{a}{b} + 1\right) P_x \text{ и } N_{н2} = \frac{a}{b} P_x.$$

$$P - P_к + (T_{н1} + T_{н2}) = 0 \text{ или } P - P_к + (N_{н1} + N_{н2})\mu_н = 0.$$

$$P_к = \frac{P_x}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)}; \qquad (241)$$

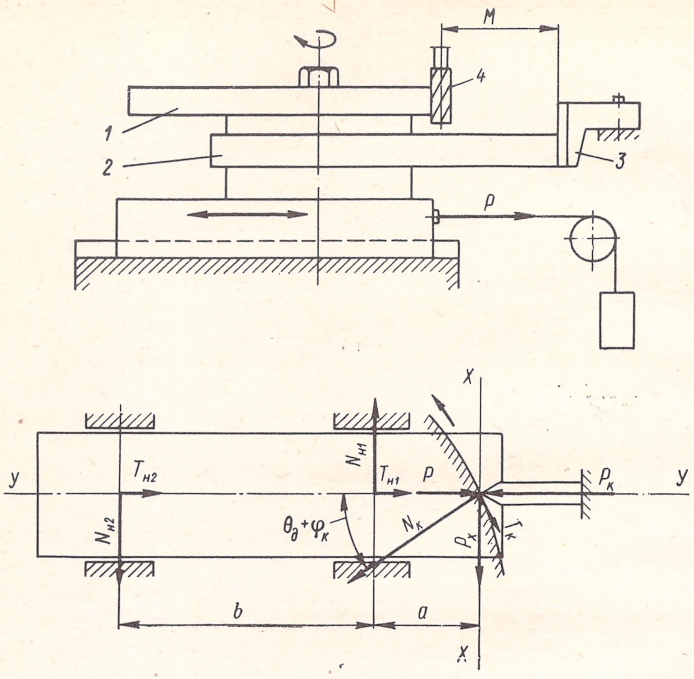


Рис. 82. Схема копировального устройства с аксиальным расположением пальца:

1 — заготовка; *2* — копир; *3* — палец; *4* — фреза;

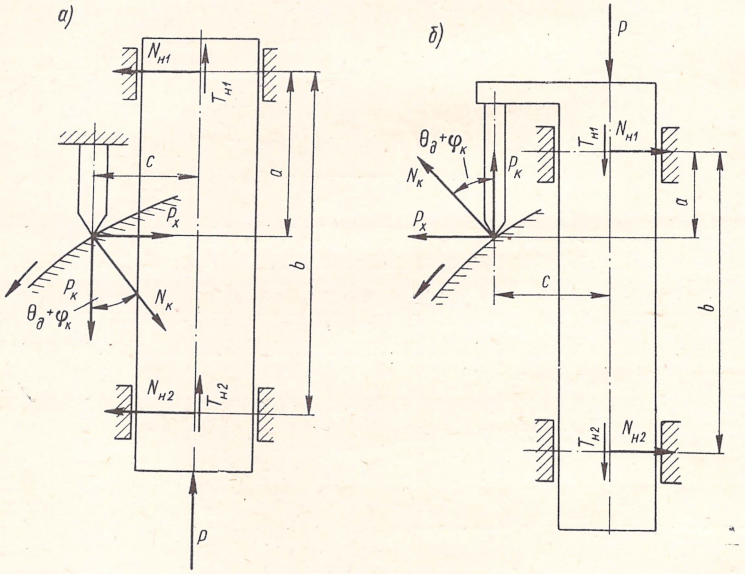


Рис. 83. Схема копировального устройства с расположением точки контакта копира с пальцем между направляющими: *а* — неподвижный палец; *б* — подвижный палец

следовательно,

$$\frac{P}{P_x} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \left(1 + 2\frac{a}{b}\right)\mu_н;$$

следовательно,

$$\lambda = 1 + 2\frac{a}{b}. \qquad (242)$$

Такой же результат будет получен и в случае, когда направляющие подвижной плиты будут расположены по другую сторону от неподвижного пальца по сравнению со схемой, изображенной на рис. 82. Не изменится выражение λ и для обратных схем, т. е. для тех, у которых палец выполнен подвижным, а центр копира не изменяет своего положения. Для всех этих схем $\lambda = 1 + 2a/b$.

Теперь рассмотрим схемы со смещенными направляющими. Сохраним все прежние обозначения, введя дополнительно лишь величину смещения c. На рис. 83 изображена схема с направляющими, расположенными по обе стороны от точки контакта пальца с копиром. Имеем:

$$P - P_к + T_{н1} + T_{н2} = 0; \quad P - P_к + (N_{н1} + N_{н2})\mu_н = 0;$$

$$P_к = \frac{P_x}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)};$$

$$N_{н1}b = P_x(b - a) - P_к c; \; N_{н1} = P_x\left[\frac{b-a}{b} - \frac{c}{b\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)}\right];$$

$$N_{н2}b = P_x a + P_к c; \; N_{н2} = P_x\left[\frac{a}{b} + \frac{c}{b\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)}\right].$$

Следовательно,

$$P = P_x\left[\frac{1}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \left(\frac{b-a}{b} + \frac{a}{b}\right)\mu_н\right],$$

откуда

$$\frac{P}{P_x} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \mu_н;$$

$$\lambda = 1. \qquad (243)$$

Таким образом, независимо от того, построена ли схема с неподвижным пальцем (рис. 83, *а*) и подвижной плитой копира или, наоборот, с подвижным пальцем (рис. 83, *б*) и круглым вращающимся столом копира, смонтированным на неподвижной плите, в обоих случаях $\lambda = 1$.

Практически возможны схемы с направляющими, односторонне расположенными по отношению к точке контакта пальца и копира (рис. 84, *а* и *б*). Независимо от того, построена ли схема с подвижным пальцем или неподвижной плитой копира, имеем:

$$P - P_к + T_{н1} + T_{н2} = 0 \text{ или } P - P_к + (N_{н1} + N_{н2})\mu_н = 0;$$

$$P_к = \frac{P_x}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)};$$

$$N_{н1}b = P_x(a + b) + P_к c,$$

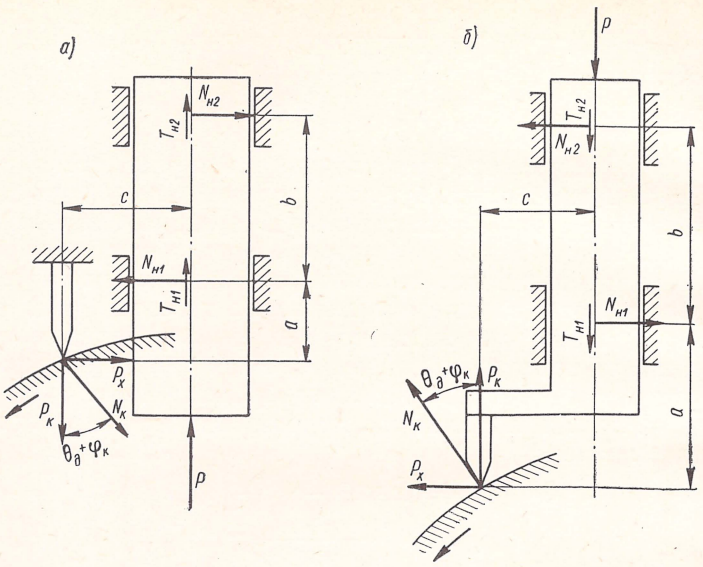


Рис. 84. Схема копировального устройства с односторонним расположением точки контакта пальца и копира относительно направляющих

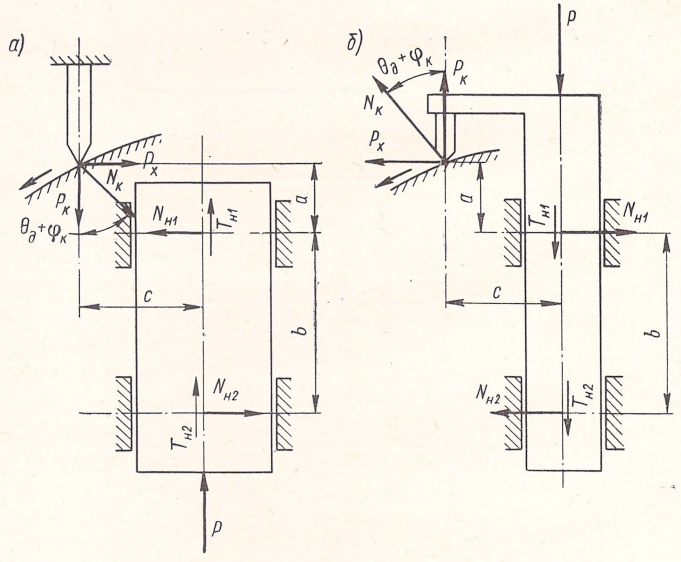


Рис. 85. Схема копировального устройства с дезаксиальным расположением пальца

откуда

$$N_{н1} = P_x \frac{a+b}{b} + P_x \frac{c}{b \operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)};$$

$$N_{н2} b = P_x a + P_к c,$$

откуда

$$N_{н2} = P_x \frac{a}{b} + P_x \frac{c}{b \operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)};$$

$$P = \frac{P_x}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - P_x \left[\frac{a+b}{b} + \frac{a}{b} + 2 \frac{c}{b \operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} \right] \mu_н;$$

$$\frac{P}{P_x} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \left\{ 1 + \frac{2}{b} \left[a + \frac{c}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} \right] \right\} \mu_н;$$

т. е. для этих схем

$$\lambda = 1 + \frac{2}{b} \left[a + \frac{c}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} \right]. \qquad (244)$$

Здесь λ зависит не только от размеров и расположения направляющих, но и от угла давления $\theta_д$ и коэффициента трения в точке контакта пальца и копира. При этом наибольшее значение λ будет при $\theta_д^{\min}$.

Реальными могут оказаться и схемы со смещенными направляющими, расположенными по другую сторону контакта пальца и профиля копира (рис. 85, *а* и *б*).

Для этих случаев имеем:

$$P - P_к + T_{н1} + T_{н2} = 0 \text{ или } P - P_к + (N_{н1} + N_{н2}) \mu_н = 0;$$

$$P_к = \frac{P_x}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)};$$

$$N_{н1} b = P_x (a+b) - P_к c,$$

откуда

$$N_{н1} = P_x \frac{a+b}{b} - P_x \frac{c}{b \operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)};$$

$$N_{н2} b = P_x a - P_к c,$$

откуда

$$N_{н2} = P_x \frac{a}{b} - P_x \frac{c}{b \operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)};$$

$$\frac{P}{P_x} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \left\{ 1 + \frac{2}{b} \left[a - \frac{c}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} \right] \right\} \mu_н,$$

т. е.

$$\lambda = 1 + \frac{2}{b} \left[a - \frac{c}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} \right]. \qquad (245)$$

По сравнению с предшествующими схемами (рис. 84, *а* и *б*) здесь величина λ будет меньше, поскольку здесь момент силы $P_к c$ и моменты сил $N_{н1}$ и $N_{н2}$ действуют в одну и ту же сторону.

Значительно реже в копировальных устройствах применяется расположение пальца на качающемся рычаге (рис. 86). Но для полноты изложения проанализируем и такую схему. Пусть будет известна нагрузка на палец P и тогда при принятых обозначениях будем иметь:

$$N_н - P_x = 0; \quad N_н = P_x; \quad T_н = \mu_н N_н.$$

Сумма моментов относительно точки O

$$P_к L = PL + \mu_н N_н \frac{d}{2},$$

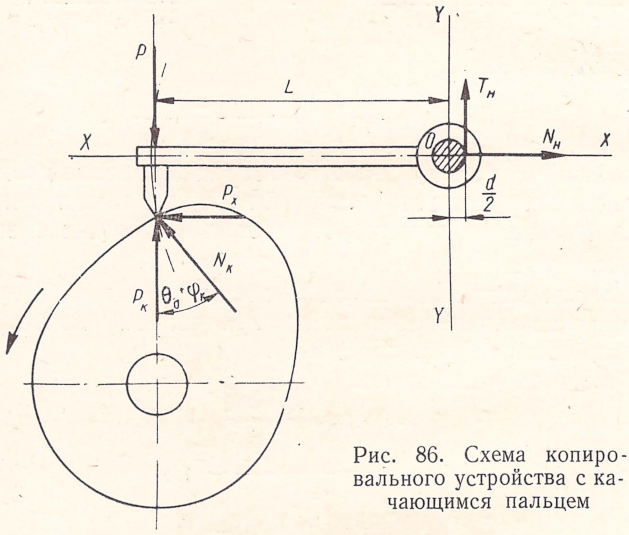


Рис. 86. Схема копировального устройства с качающимся пальцем

откуда

$$PL = P_к L - \mu_н N_н \frac{d}{2};$$

$$PL = \frac{P_x L}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \mu_н P_x \frac{d}{2},$$

откуда

$$\frac{P}{Px} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\theta_д + \varphi_к)} - \frac{d}{2L}\mu_н;$$

следовательно,

$$\lambda = \frac{d}{2L}. \qquad (246)$$

Разбором этих схем копировальных устройств можно ограничиться и поскольку для них теперь известны величины λ, то, пользуясь формулой (239), можно определить $\mu_{пр}$, а это, как указывалось, позволяет пользоваться номограммой (см. рис. 81).

Отметим, что для копировального пальца, выполненного в виде ролика, коэффициент будет

$$\mu_р = \frac{d}{d_{рол}} \mu_{шт}, \qquad (247)$$

где $\mu_р$ и $\mu_{шт}$ — соответственно коэффициенты трения для роликового и штифтового пальцев ($\mu_{шт} = \mu_к$); d — диаметр цапфы ролика в мм; $d_{рол}$ — диаметр ролика в мм.

Соотношение диаметров d и $d_{рол}$ на практике принимают в пределах

$$\frac{d}{d_{рол}} = 0{,}3 \div 0{,}4.$$

Для того чтобы иметь возможность пользоваться номограммой приходится, как видно, умножать не только $\mu_н$ на множитель λ, но и $\mu_к$ на множитель $\mu_р$.

Коэффициент трения $\mu_р$ роликовых пальцев ниже по сравнению с коэффициентом трения для штифтовых пальцев. Это позволяет увеличивать оптимальный угол давления, что оказывается весьма полезным для копиров с малыми габаритными размерами.

Величина λ совершенно не зависит от того, проходит ли ось пальца через центр вращения копира или нет. Это ясно уже хотя бы из того, что коэффициент увеличения усилий $\varepsilon_{п.к}$ зависит только от величины $\theta_д$, $\varphi_н$ и $\varphi_к$ (см. формулу 234).

В качестве примера пользования номограммой в случае, когда необходимо определение приведенного коэффициента трения, рассчитаем копировальное устройство по схеме рис. 85, *а*. Заданы: $a = 50$ мм; $b = 200$ мм; $c = 16$ мм; $\theta_д = 22°$ (измерен по профилю копира); для штифтового пальца $\mu_{шт} = 0{,}14$, т. е. $\varphi_к = 8°$ и $\mu = 0{,}1$; для роликового пальца $d = 8$ мм и $d_{рол} = 20$ мм.

$$\lambda = 1 + \frac{2}{200}\left[50 - \frac{16}{\operatorname{tg}(22° + 8°)}\right] = 1{,}45.$$

Таким образом, по формуле (239) приведенный коэффициент трения в направляющих будет

$$\mu_{пр} = 1{,}45 \cdot 0{,}1 = 0{,}145.$$

Для роликового пальца по выражению (247)

$$\mu_р = \frac{8}{20} \cdot 0{,}14 \approx 0{,}06.$$

Сумма коэффициентов трения, по которой отыскиваются величины $\theta_{д.оп}$, $\varepsilon_{оп}$ и $K_{оп}$ по номограмме, будет

$$\mu_{пр} + \mu_р = 0{,}145 + 0{,}06 = 0{,}205.$$

Таким образом, по номограмме (см. рис. 81) имеем $\theta_{д.оп} = 38°$; $\varepsilon_{оп} \approx 1{,}5$; $k = 6{,}25$.

Нетрудно подсчитать и угол давления, при котором произойдет заклинивание механизма. В самом деле, $\mu_н = 0{,}1$; $\mu_к = 0{,}14$, следовательно, $\varphi_н = 5° 43' \approx 6°$; $\varphi_к = 8°$.

По формуле (236)

$$\theta_{закл} = 90° - (6° + 8°) = 76° > 22°.$$

Все величины, определенные по номограмме, показывают, что запроектированная копировальная установка далека от заклинивания и будет надежно работать.

31. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ РОЛИКА КОПИРОВАЛЬНОГО ПАЛЬЦА И РАССТОЯНИЯ МЕЖДУ ОСЯМИ РОЛИКА И ФРЕЗЫ

При выборе диаметра ролика копировального пальца необходимо учитывать, с одной стороны, условие, заданное неравенством (232) и, с другой стороны, считаться с тем, что с увеличением

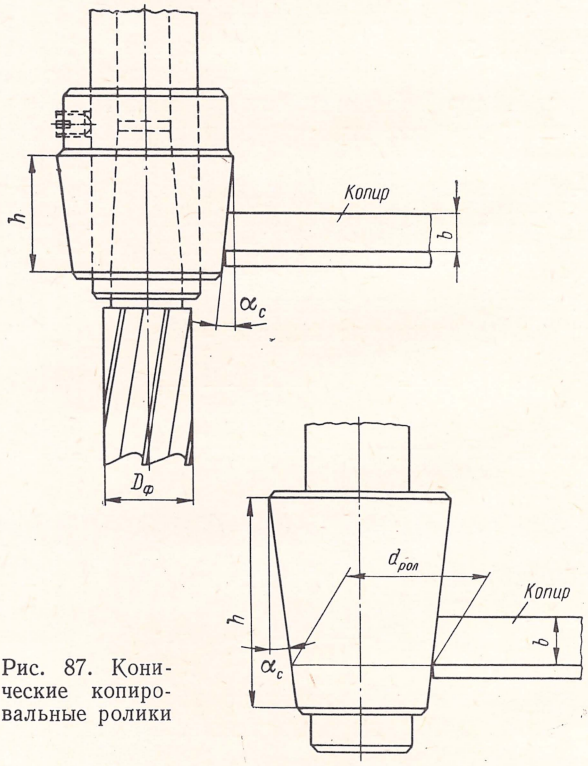


Рис. 87. Конические копировальные ролики

диаметра ролика уменьшается трение в цапфе последнего. Как уже указывалось, практически стремятся к тому, чтобы $d_{рол} = D_ф$. Если при этом фреза и ролик имеют общую ось, то копир по

форме совпадает с заготовкой и его построение, тем самым, становится очень простым. В общем случае, однако, следует считать, что $d_{рол} \neq D_ф$.

Для получения заданной формы обрабатываемой поверхности форма копира строится в предположении, что отношение $d_{рол}/D_ф$ постоянно. Если это отношение изменится за счет уменьшения диаметра фрезы после переточки, то изменится и форма обрабатываемой поверхности. Чтобы избежать такого положения, применяют скошенные копиры и конические ролики (рис. 87). Угол скоса кромки копира $\alpha_с$ определяется величиной допустимого уменьшения диаметра фрезы $D_ф$, а также высотой (толщиной) копира. Рекомендуется [9] принимать угол $\alpha_с \leqslant 10 \div 15°$. Больший угол вызовет значительное осевое усилие, что приведет к необходимости усложнения конструкции копировального устройства. Диаметр ролика $d_{рол}$, учитывая изложенное выше, принимают, как правило, равным 20—30 мм.

Если суммарное уменьшение диаметра фрезы в результате ее заточек $-\Delta D_ф$, а толщина копира b, то высота ролика h в мм определяется соотношением

$$h = \frac{\Delta D_ф}{2 \operatorname{tg} \alpha_с} + b + (4 \div 5). \qquad (248)$$

Расстояние между осями ролика копировального пальца и фрезы (рис. 88) определяется размерами и расположением элементов конструкции копировального устройства. Для уменьшения габаритов устройства следует выбирать величину M возможно меньшей.

Если палец выполнен в виде плоского штифта, то расстояние M определяется между точкой касания штифта с копиром и осью фрезы. Радиус копира при обработке наружных и внутренних контуров (рис. 88, *а* и *б*) при одностороннем расположении пальца и фрезы можно определить по формуле

$$R_к = R_{заг} + M \pm \frac{D_ф - d_{рол}}{2}, \qquad (249)$$

где $R_к$ — радиус копира; $R_{заг}$ — радиус заготовки.

Здесь знак плюс берется при обработке наружных и знак минус — при обработке внутренних профилей.

При разностороннем расположении пальца и фрезы (рис. 88, *в* и *г*)

$$R_к = M - R_{заг} \pm \frac{D_ф - d_{рол}}{2}. \qquad (250)$$

Знак минус берется при обработке наружных и знак плюс — при обработке внутренних профилей.

При плоском штифтовом пальце (обработка наружных профилей)

$$R_к = M - R_{заг} - \frac{D_ф}{2}. \qquad (251)$$

Пользуясь этими формулами, можно подсчитать величину $R_к$ для отдельных углов контура и построить профиль копира. Этот метод, однако, можно рекомендовать лишь для простых по форме

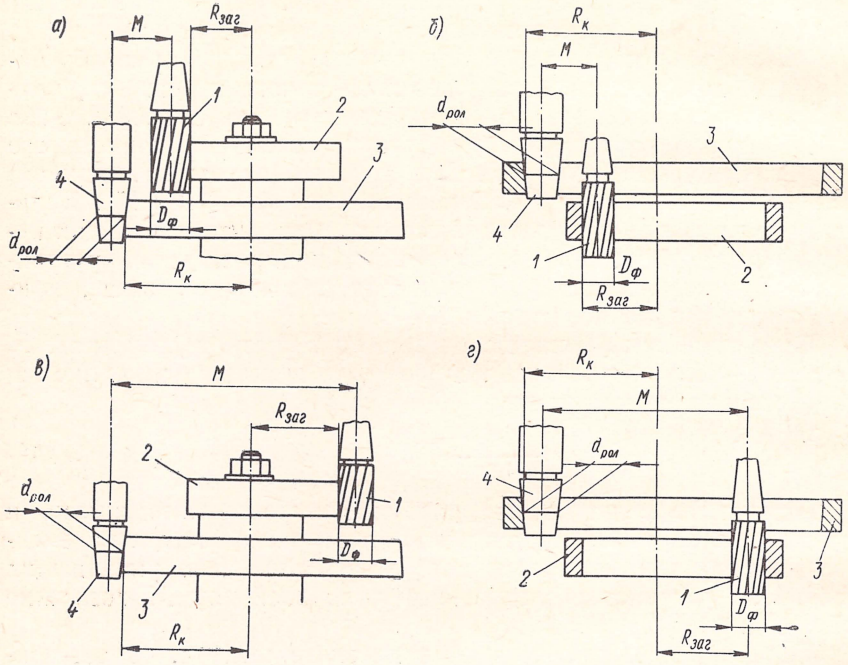


Рис. 88. Расположение фрезы и пальца в копировальных приспособлениях: *а* и *б* — при одностороннем расположении фрезы и пальца; *в* и *г* — при разностороннем:

1 — фреза; *2* — заготовка; *3* — копир; *4* — палец

контура копиров, построенных на сочетании дуговых и прямолинейных участков. Большое распространение получил графический метод построения контура копира.

32. ПОСТРОЕНИЕ ПРОФИЛЯ КОПИРА ДЛЯ ПОСТУПАТЕЛЬНО-ВРАЩАТЕЛЬНЫХ СХЕМ С АКСИАЛЬНЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ ФРЕЗЫ И КОПИРОВАЛЬНОГО ПАЛЬЦА

Как указывалось в п. 27, построение копира начинается с вычерчивания профиля обрабатываемой поверхности. Если последний задан полярными координатами, то построение производится по точкам, расположенным на лучах, проведенных из центра профиля *О*. Однако часто профиль заготовки задается

законом движения толкателя (если обрабатывается кулачок). Этот закон может быть задан уравнением вида

$$R = f(\varphi_{кул}),$$

где R — переменный радиус профиля, $\varphi_{кул}$ — угол, определяющий положение этого радиуса (рис. 89). Закон движения толкателя в графическом изображении показан на рис. 89, *а* наверху слева. На расстоянии полусуммы диаметров ролика толкателя $d_{тол}$ и окружности ближнего стояния толкателя $D_{б.с}$ от линии NN проводится параллельная линия, на которой отмечается центр O обрабатываемого кулачка *1*. Из центра O проводят окружность диаметром $D_{б.с}$ и, считая точку C началом кривой подъема кулачка, располагают на оси, перпендикулярной NN, центр ролика толкателя, диаметр которого задан. После этого сносят точки B_1, B_2, . . . на вертикальную ось кулачка, где они изобразятся точками $C_1, C_2, \ldots$. Затем откладывают от вертикальной оси угол $\varphi_{кул}$, определяющий по закону движения толкателя положение кривой подъема кулачка, и делят этот угол лучами на такое количество частей, которое соответствует количеству точек C. Последние сносят дугами из центра O на соответствующие лучи и получают точки E_1, E_2, . . ., определяющие положение центра ролика на кривой подъема кулачка. Соединяя эти точки плавной кривой, получают так называемую центровую линию ролика толкателя (траекторию движения центра ролика толкателя на кривой подъема кулачка).

Чтобы построить кривую кулачка, необходимо из точек E_1, E_2, . . . провести окружности (достаточно провести дуги этих окружностей) диаметром $d_{тол}$ и касательную к ним кривую GK, которая и явится искомой кривой подъема кулачка.

Теперь перейдем к построению профиля копира для обработки кулачка. Для этого, как уже указывалось выше, необходимо найти центровую линию фрезы и по ней центровую линию ролика копировального пальца, которая позволит построить профиль копира тем же методом, который только что был применен для построения профиля обрабатываемой поверхности.

Пользуясь методикой расчетов, приведенных в предшествующих параграфах этой главы, определяем величину оптимального угла давления, диаметр ролика копировального пальца $d_{рол}$, оптимальное расположение центра вращения заготовки и копира и другие параметры принятой схемы копирования.

Для данного случая положим, что диаметр фрезы $D_ф > d_{тол}$ и, кроме того, фреза и ролик копировального пальца расположены на одной оси (см. рис. 75, *а*), т. е. $M = 0$.

На рис. 89, *б* показано построение профиля копира *2* для обработки участка подъема кулачка *1*. Для этой цели на тех же лучах, которые использовались для нахождения центровой линии ролика толкателя, находим точки F_1, F_2, F_3, . . . так, чтобы они являлись центрами окружностей фрезы $D_ф$, которые должны

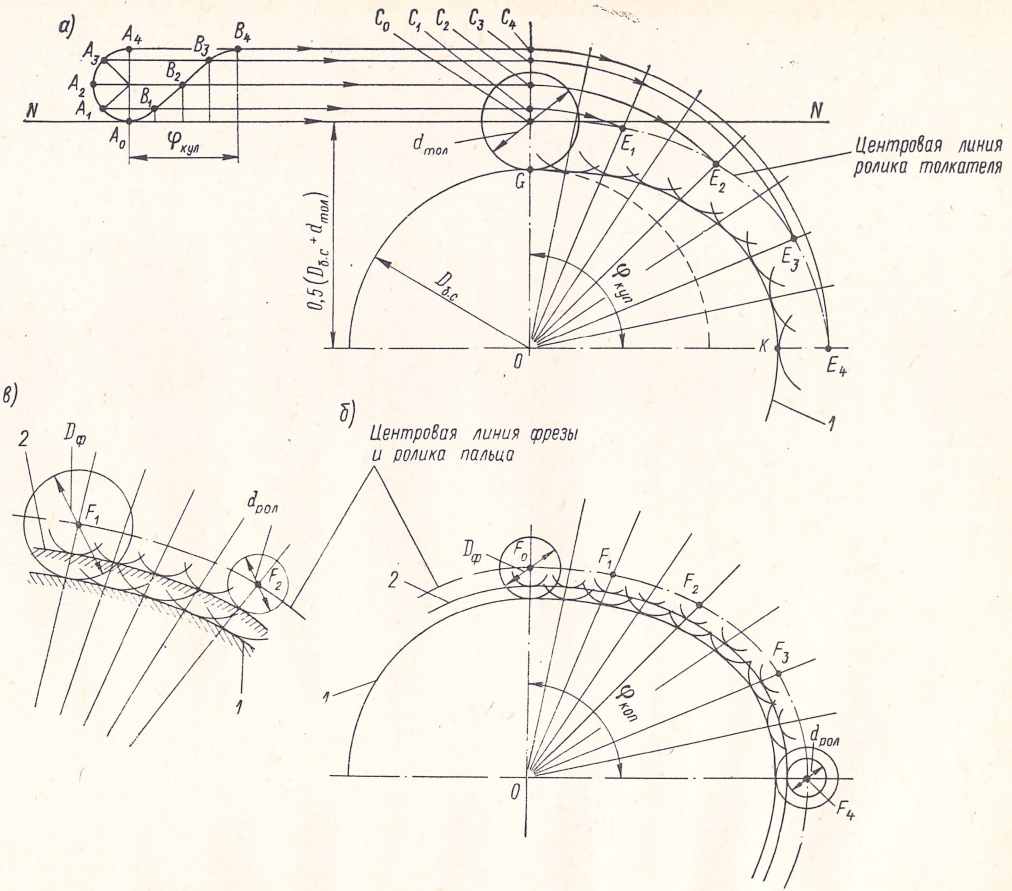


Рис. 89. Построение профиля заготовки и копира при $M = 0$

касаться профиля кулачка. В несколько увеличенном масштабе это показано на рис. 89, *в*. Соединяя эти точки плавной кривой, получим центровую линию фрезы, т. е. траекторию движения центра (оси) фрезы, и поскольку $M = 0$, то эта же линия окажется в данном частном случае центровой линией ролика пальца. Таким образом, точками F_1, F_2, F_3, . . . здесь следует воспользо-

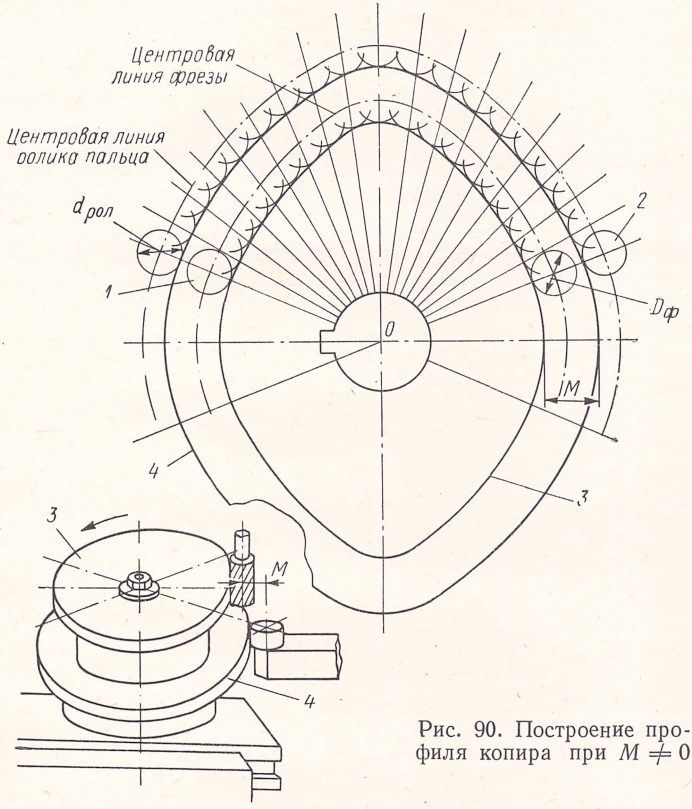


Рис. 90. Построение профиля копира при $M \neq 0$

ваться как центрами, из которых проводятся окружности (дуги) радиусом $d_{рол}/2$, и к этим окружностям проводится огибающая кривая, которая и является профилем копира *2*.

Если бы $d_{рол} = D_ф$, то, очевидно, профиль копира полностью совпал бы с профилем обрабатываемого кулачка. Если это практически возможно, то, конечно, этим следует воспользоваться, что значительно сократит сроки и стоимость подготовки технологической оснастки операции.

Теперь представим себе другой случай, когда оси фрезы и ролика копировального пальца не совпадают, т. е. когда они расположены на расстоянии M друг от друга по одну сторону оси вращения всей системы. Этот случай изображен на рис. 90.

Пусть с помощью метода, примененного для предшествующего примера, или каким-либо другим способом построен профиль заготовки (кулачка) *3*. Порядок построения центровой линии фрезы *1* ничем не отличается от того порядка, который был использован для предшествующего случая. Однако для того чтобы по-

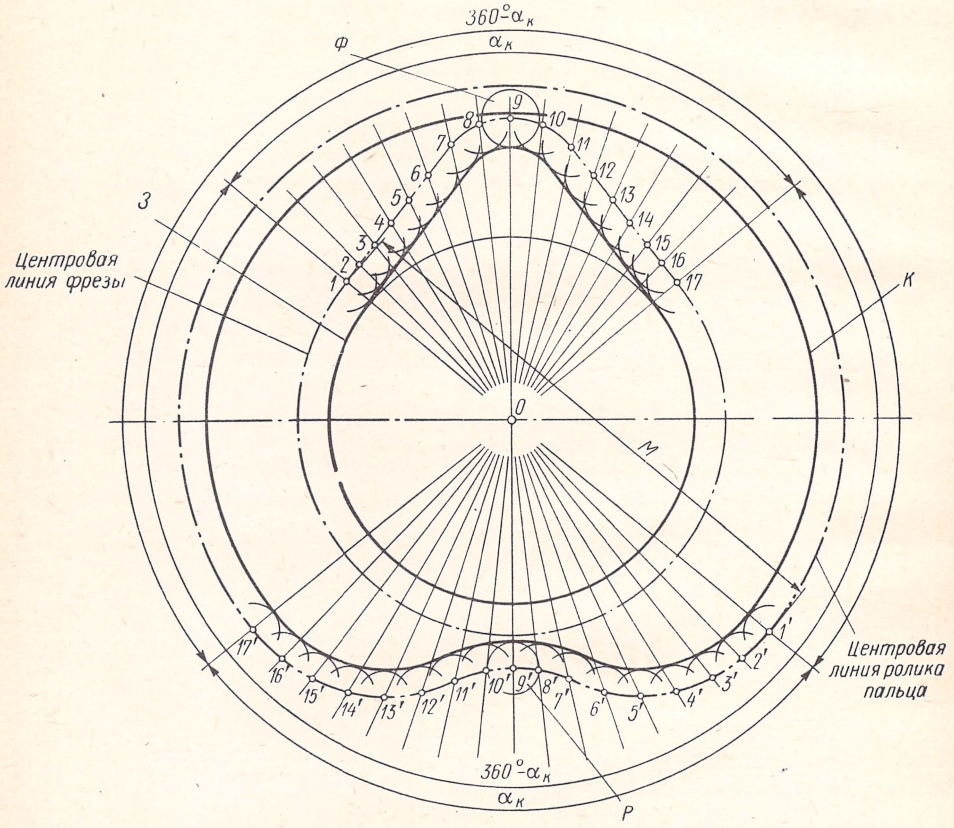


Рис. 91. Построение профиля копира при разностороннем расположении осей фрезы и пальца

строить центровую линию ролика пальца *2*, необходимо вдоль лучей, проведенных из центра вращения заготовки *3* и копира *4*, откладывать от точек расположения центров (осей) фрезы *1* величину *M* и тем самым найти точки расположения оси ролика пальца, а затем, так же как это делалось раньше, с помощью дуговых засечек радиусом $d_{рол}/2$ получим отдельные положения ролика пальца, что позволяет найти профиль копира в виде огибающей кривой к окружностям ролика.

Если бы в настоящем примере использовался штифтовой копировальный палец, то, отложив по лучам от центров фрезы рас-

стояние M, мы получили бы точки, непосредственно принадлежащие копиру, так что соединение их плавной кривой дало сразу бы профиль искомого копира.

Теперь разберем случай разностороннего расположения фрезы и копировального пальца. Здесь в таком же порядке, как и в предшествующем примере, строят центровую линию фрезы $Ф$ (рис. 91)

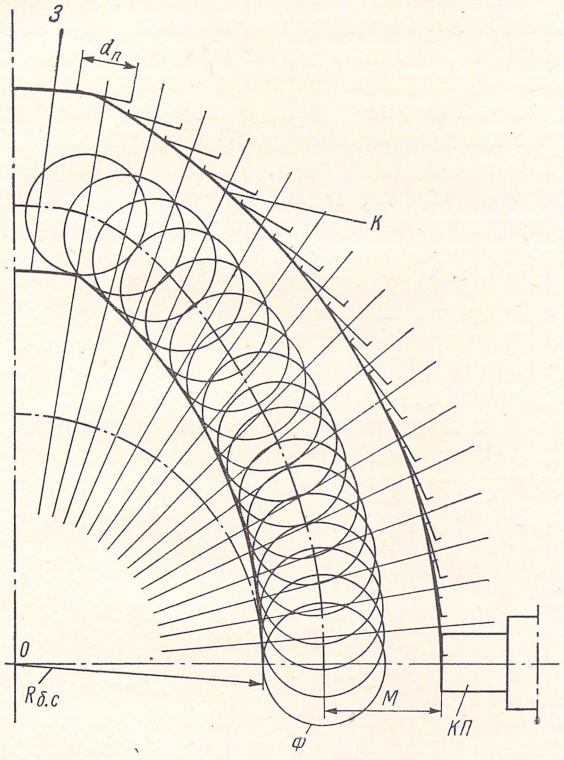


Рис. 92. Построение профиля копира при плоском пальце

и находят точки *1*, *2*, . . ., изображающие отдельные положения центра фрезы в пределах угла $\alpha_к$, определяющего расположение участков подъема и спуска профиля обрабатываемого кулачка *З*. Лучи, проходящие через точки *1*, *2*, *3*, . . ., продолжают по другую сторону от центра *О* и откладывают заданную постоянную величину *М* расстояния между осью фрезы *Ф* и осью ролика пальца *Р*, получая при этом точки расположения ролика *1'*, *2'*, *3'*, . . ., которые, будучи соединены плавной кривой, определят центровую линию ролика пальца в пределах угла $\alpha_к$. В данном примере остальная часть обрабатываемого кулачка *З* в пределах угла $360° - \alpha_к$ очерчена по окружности постоянного радиуса. Следовательно, и центровые линии фрезы и ролика в пределах

угла 360° — $\alpha_к$ будут также представлять собой окружности постоянного радиуса (соответственно *O1* и *O1'*). После прочерчивания центровой линии ролика пальца профиль копира *K* строится так же, как и в предшествующем примере.

На рис. 92 приведен пример использования копировального пальца *КП* с плоской торцовой поверхностью; расстояние *M* между рабочей плоскостью пальца и осью фрезы *Ф* является постоянным. Такие пальцы не могут быть применены для копиров с вогнутыми участками профиля. Построение профиля копира *K* подчиняется в сущности той же методике, что и для копировальных устройств с роликовыми пальцами, если не считать того, что здесь отпадает необходимость в построении центровой линии пальца. При работе плоского пальца точка контакта его с рабочей поверхностью копира не остается по своему расположению постоянной на торце пальца. На участках перехода от точек ближнего стояния к дальнему и наоборот эта точка располагается на крайних участках пальца. Так, если рабочая поверхность пальца очерчена в виде окружности $d_п$, то давление на палец со стороны копира *K* смещается от осевой линии на величину $d_п/2$, что приводит к дезаксиальной нагрузке и неравномерному износу направляющих пальца. Для уменьшения износа лучше применять пальцы, рабочая поверхность которых представляет собой притупленное ребро, так как в этом случае контакт с копиром будет происходить по линии, а не в точке, как это имеет место при использовании пальцев с плоской поверхностью.

33. ПОСТРОЕНИЕ ПРОФИЛЯ КОПИРА ДЛЯ ПОСТУПАТЕЛЬНО-ВРАЩАТЕЛЬНЫХ СХЕМ С ДЕЗАКСИАЛЬНЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ ФРЕЗЫ И КОПИРОВАЛЬНОГО ПАЛЬЦА

Здесь применяется та же методика построения профиля копира, что и для схем, в которых величина дезаксиала равна нулю, но при этом необходимо учитывать некоторые специфические особенности в расположении осей фрезы и пальца по отношению к центру вращения системы, а также в расположении угла профиля копира.

На рис. 93 показан пример построения профиля копира с дезаксиальным расположением общей оси фрезы и ролика пальца.

Выбрав центр вращения заготовки и копира *O* и проведя окружность ближнего стояния $R_{б.с}$, проводят прямую GC_3 на расстоянии заданного дезаксиала оси ролика пальца. Луч OC_0 должен иметь длину $R_{б.с} + R_ф$, где $R_ф$ — заданный радиус фрезы. Для того чтобы построить обрабатываемый профиль, пользуемся заданным законом движения толкателя кулачка [1]. При этом точки C_0, C_1, C_2, . . . располагают на прямой GC_3, а не на радиальном

[1] Порядок построения профиля тот же, что и в примере на рис. 89.

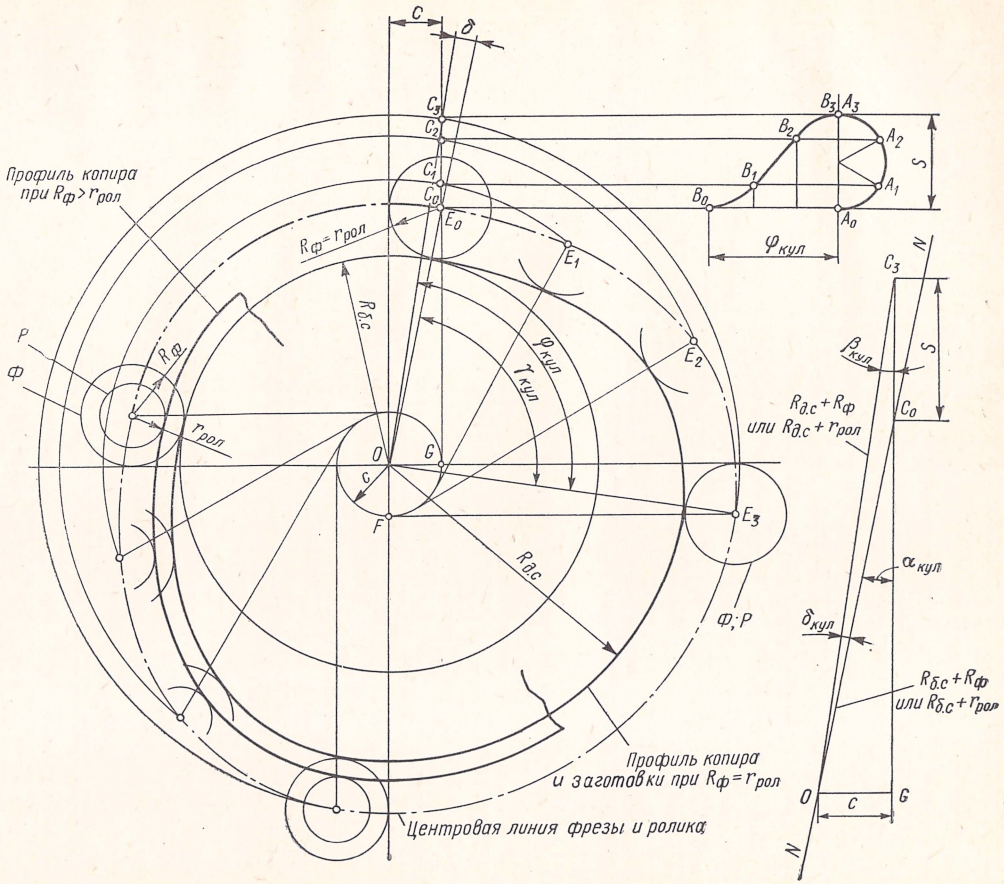


Рис. 93. Построение профиля копира при дезаксиальном расположении пальца и фрезы ($M = 0$)

луче кулачка. Это основное отличие в построении профиля копира данной схемы от схем, в которых величина дезаксиала равна нулю.

При нахождении точек E_0, E_1, . . ., располагающихся на центровой линии фрезы, следует провести лучи опять-таки не из центра O, а на расстоянии c от него. Для этого нужно снести крайнюю точку C_3 положения фрезы на луч OE_3, образующий с лучом OC_0 угол движения $\varphi_{кул}$. Углом движения называется угол поворота копира, который соответствует перемещению пальца копира или поступательному перемещению копира из одного крайнего положения в другое при неподвижном пальце. Этот угол иногда называют фазой движения. Далее проводится прямая FE_3 так, чтобы расстояние $OF = c$. Для построения полезно провести вспомогательную окружность из центра O радиусом c и разделить $\overset{\smile}{GF}$, соответствующую углу движения (в данном примере $\varphi_{кул} = 90°$) на количество частей, равных количеству отрезков C_0C_1, C_1C_2, C_2C_3, . . . Теперь точки E_1, E_2, . . . найдутся на пересечении лучей, проведенных через точки деления вспомогательной окружности в пределах $\overset{\smile}{GF}$ касательно к этой окружности и концентрических дуг, проведенных через точки C_1, C_2, . . . Соединив точки E_1, E_2, . . . плавной кривой, получим центровую линию фрезы, а затем так же, как и во всех схемах, разобранных ранее, построим профиль обрабатываемого кулачка.

Так как в данном случае фреза и ролик расположены на одной оси и $R_ф = r_{рол}$, профили обрабатываемого кулачка и копира будут, как это было указано выше, по форме совпадать друг с другом.

Если бы по условию построения схемы $R_ф \neq r_{рол}$, то из точек E_0, E_1, E_2, . . . общей центровой линии фрезы и ролика копира следовало бы дуговыми засечками определить эквидистантный профиль копира, как это показано на рис. 93 слева от центра O.

Для этой схемы углы профиля и движения в отличие от схем, в которых $c = 0$, не будут равны друг другу.

Из положения фрезы или ролика пальца легко усматривается, что угол движения $\varphi_{кул}$ больше, чем центральный угол профиля $\gamma_{кул}$, на некоторый угол $\delta_{кул}$, т. е.

$$\varphi_{кул} = \gamma_{кул} + \delta_{кул}. \qquad (252)$$

Угол движения задается законом, определяющим крайние положения толкателя и фрезы. Таким образом, практически при изготовлении копира, для которого после построения его профиля будут на чертеже проставляться размеры, необходимо знать величину угла профиля $\gamma_{кул}$, который согласно формуле (252) равен

$$\gamma_{кул} = \varphi_{кул} - \delta_{кул}.$$

Величина угла $\delta_{кул}$ легко определяется через величины c, $R_{б.с}$, $r_{рол}$ и S (ход копировального пальца или стола копира).

В самом деле, рассматривая $\triangle OC_0C_3$, $\triangle OC_0G$ и $\triangle OC_3G$, имеем:

$$\overline{OG} = c; \quad \overline{OC_0} = R_{б.\,с} + r_{рол}; \quad \overline{C_0C_3} = S.$$

Из $\triangle OC_0G$

$$\overline{C_0G} = \sqrt{(R_{б.\,с} + r_{рол})^2 - c^2}.$$

Введем вспомогательную расчетную величину $\angle OC_0G = \alpha_{кул}$, тогда

$$\operatorname{tg} \alpha_{кул} = \frac{c}{\sqrt{(R_{б.\,с} + r_{рол})^2 - c^2}}.$$

В $\triangle OC_3G$

$$\overline{C_3G} = \sqrt{(R_{б.\,с} + r_{рол})^2 - c^2} + S.$$

Введя в расчет угол $\beta_{кул}$, имеем:

$$\operatorname{tg} \beta_{кул} = \frac{c}{\sqrt{(R + r_{рол})^2 - c^2} + S},$$

$$\delta_{кул} = \alpha_{кул} - \beta_{кул},$$

следовательно,

$$\delta_{кул} = \operatorname{arctg} \frac{c}{\sqrt{(R_{б.\,с} + r_{рол})^2 - c^2}} - \operatorname{arctg} \frac{c}{\sqrt{(R_{б.\,с} + r_{рол})^2 - c^2} + S}. \tag{253}$$

Величина угла $\delta_{кул}$ зависит, главным образом, от величины хода S; чем больше эта величина, тем больше угол $\delta_{кул}$, и, следовательно, тем больше угол $\gamma_{кул}$ отличается от угла $\varphi_{кул}$.

Пусть, например, применительно к схеме, изображенной на рис. 93 $\varphi_{кул} = 90°$; $r_{рол} = 10$ мм; $R_{б.\,с} = 50$ мм; $S = 15$ мм; $c = 12$ мм.

По выражению (253)

$$\delta_{кул} = \operatorname{arctg} \frac{12}{\sqrt{(50 + 10)^2 - 12^2}} - \operatorname{arctg} \frac{12}{\sqrt{(50 + 10)^2 - 12^2} + 15} =$$

$$= \operatorname{arctg} 0{,}2042 - \operatorname{arctg} 0{,}1627;$$

$$\delta_{кул} = 11° 32' - 9° 22' = 2° 10'.$$

$$\gamma_{кул} = 90° - 2° 10' = 87° 50'.$$

Если бы ход при сохранении всех прочих величин оказался на 10 мм больше ($S = 25$ мм), то $\gamma_{кул} = 86° 42'$, т. е. в этом случае величина угла $\delta_{кул}$ возрастет на $\sim 52\%$ ($\delta_{кул} = 3° 18'$).

В отдельных случаях может оказаться более удобным расположение копировального ролика на некотором расстоянии M от фрезы. Такое смещение ролика может быть осуществлено вдоль луча, проходящего через центр фрезы касательно к центральной окружности радиусом c (рис. 94), или ось ролика может

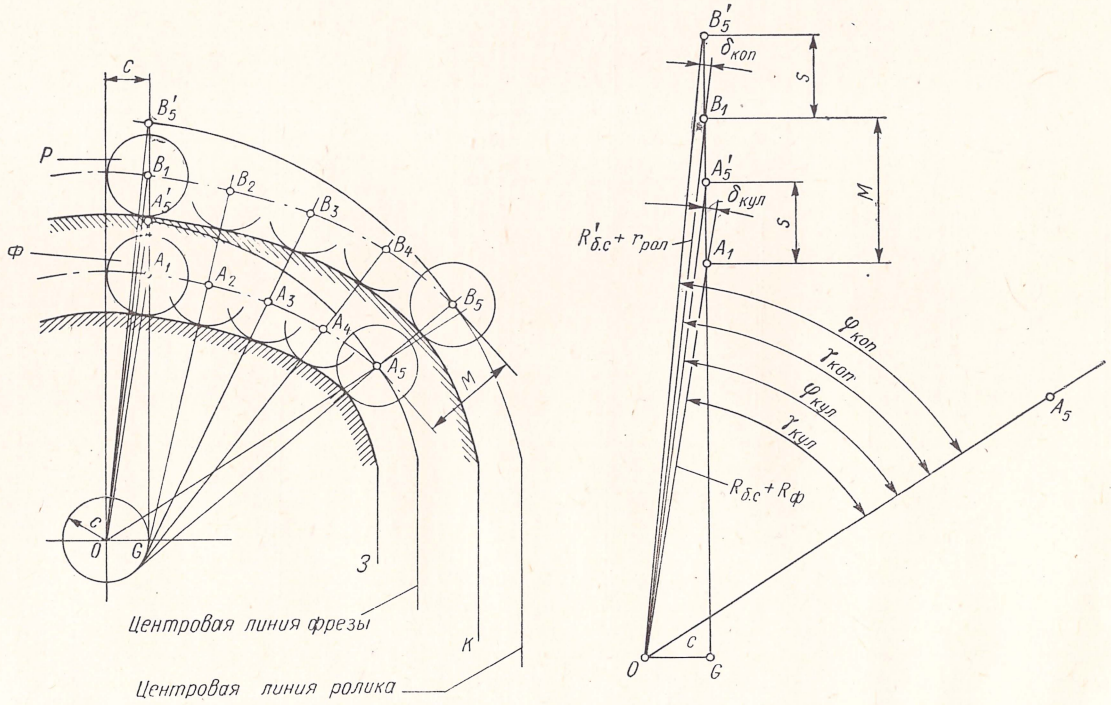


Рис. 94. Построение профиля копира при дезаксиальном расположении пальца и фрезы ($M \neq 0$):
З — заготовка; К — копир; Р — ролик; Ф — фреза

оказаться, например, расположенной на радиальном луче копира (рис. 95).

Построение профиля копира для первого случая сводится к следующему. Найдя отдельные положения центра фрезы A_1, A_2, ... по заданному профилю обрабатываемого кулачка, проводят центровую линию фрезы, от которой по лучам, касательным к центральной окружности радиусом c и проходящим через указанные точки, откладывают отрезки $A_1B_1 = A_2B_2 = \cdots = M$.

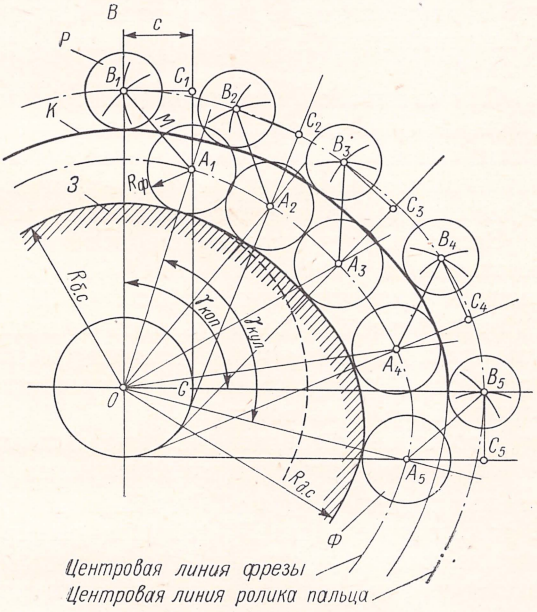


Рис. 95. Построение профиля копира при дезаксиальном расположении пальца и фрезы

Точки $B_1, B_2, B_3, \ldots$ позволяют провести центровую линию ролика пальца и, следовательно, найти профиль копира.

Для этой схемы углы движения и профиля изделия и копира будут различными. Рассмотрим положения фрезы в точках A_1 и A_5' и ролика в точках B_1 и B_5' (рис. 94). Обозначим через $\gamma_{кул}$ и $\varphi_{кул}$ соответственно углы профиля и движения обрабатываемого кулачка, $\gamma_{коп}$ и $\varphi_{коп}$ — те же углы копира, $R'_{б.\,с}$ — радиус ближнего стояния копира и $\delta_{кул}$ и $\delta_{коп}$ — углы, представляющие собой разность между углами движения и профиля соответственно кулачка и копира. Заметим, что $AA_5' = B_1B_5' = S$ и $A_1B_1 = M$.

Для $\delta_{кул}$ имеем ранее выведенное выражение (253). Аналогичным является и выражение для угла $\delta_{коп}$. Однако для этого необходимо знать величину $R'_{б.\,с}$. Последнюю можно узнать из $\triangle OB_1G$ в котором

$$R'_{б.\,с} + r_{рол} = \sqrt{c^2 + (\overline{A_1B_1} + \overline{A_1G})^2} = \sqrt{c^2 + (M + \overline{A_1G})^2},$$

но

$$\overline{A_1G} = \sqrt{(R_{б.\,с} + R_ф)^2 - c^2};$$

$$R'_{б.\,с} + r_{рол} = \sqrt{c^2 + [M + \sqrt{(R_{б.\,с} + R_ф)^2 - c^2}]^2};$$

$$R'_{б.\,с} = \sqrt{c^2 + [M + \sqrt{(R_{б.\,с} + R_ф)^2 - c^2}]^2} - r_{рол}. \qquad (254)$$

Эту величину и нужно подставить в формулу (253) вместо $R_{б.\,с}$, что и дает иную величину угла δ для копира, в результате и угол движения для копира будет иным, чем для обрабатываемого кулачка.

При смещенном по отношению к фрезе ролике и его расположении без дезаксиала (рис. 95) построение профиля копира сводится к следующему. Построение профиля обрабатываемого кулачка выполняется так же, как и для рассмотренных ранее схем с дезаксиалом в пределах угла профиля $\varphi_{кул}$.

Затем следует определение положений ролика пальца, соответствующих положениям фрезы A_1, A_2, A_3, . . . Для этого из точки A_1 засекают точку B_1 на луче OB радиусом, равным заданной величине M[1]. Так же находят точки B_2; B_3; . . . По этим точкам проводится центровая линия ролика, а затем, как и для всех видов поступательно-вращательных копировальных схем, строится профиль копира.

Чтобы не затемнять чертежа большим количеством лучей, можно предложить следующий вариант построения. От точки A_1 на продолжении луча A_1G отложим отрезок $A_1C_1 = \sqrt{M^2 - c^2}$. В этом случае точка B_1 найдется на пересечении дуг, проведенных из точки A_1 радиусом M и из точки C_1 радиусом c. Для этой схемы так же, как и для предшествующей, $\gamma_{кул} \neq \gamma_{коп}$.

34. ПОСТРОЕНИЕ ПРОФИЛЯ УНИВЕРСАЛЬНЫХ КОПИРОВ

Проектирование и изготовление копиров — сложный и трудоемкий процесс, а потому естественным является стремление создать универсальные копиры и соответствующее им копировальное устройство, которое позволяло бы при помощи одного копира выполнять обработку кулачков с различными размерами и профилями.

Предлагается [33] изготовлять некоторое ограниченное число копиров, у которых участки подъема и падения выполнены по кривым, позволяющим осуществить определенные закономерности движения на выбранном подъеме кривой $S = R_{д.\,с} - P_{б.\,с}$.

[1] Если бы ролик помещался не на радиальном луче, а был бы установлен с дезаксиалом $c_{рол}$, не равным дезаксиалу фрезы $c_ф$, то засечка точки B должна была бы быть произведена на линии, параллельной A_1G, проведенной на расстоянии, равном $c_ф \mp c_{рол}$.

Так как участки ближнего и дальнего стояний на копире отсутствуют, в механизме копировального устройства предусмотрена возможность временного прекращения воздействия копира на фрезу или стол копира. В период остановки копира заготовка обрабатываемого кулачка продолжает вращаться, и фреза обрабатывает участок ближнего и дальнего стояний кулачка. Кроме того, конструкция копировального устройства должна обеспе-

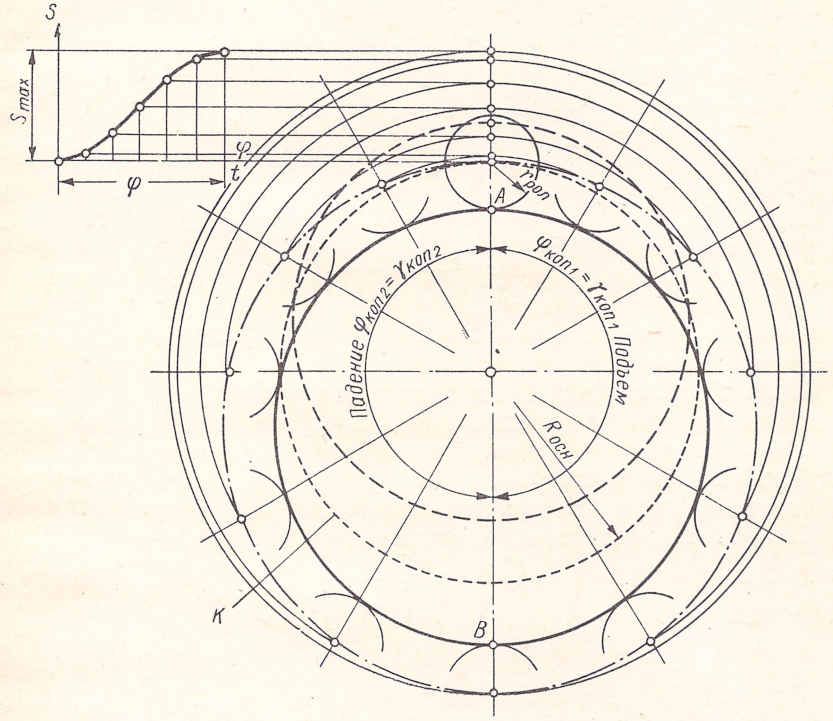


Рис. 96. Построение профиля универсального копира

чить возможность изменять передаточное отношение кинематической цепи между копиром и заготовкой, что позволит при одном и том же профиле копира осуществлять обработку различных по размерам заготовок. Последнее может быть выполнено двумя способами: 1) изменением величины максимального подъема кулачка; 2) изменением величины угла профиля обрабатываемого кулачка по сравнению с этими же величинами, относящимися к копиру.

На рис. 96 показан такого рода копир, профиль подъема которого построен по заданному закону (изображенному на рисунке слева наверху). Соответствующая кривая может быть построена в функции угла движения копира φ, т. е. $S = f(\varphi)$ или в функции времени t, т. е. $S = f(t)$. При построении про-

филя копира следует задаться углами профиля для участков подъема и падения. Для упрощения механизма передач копировального устройства и сохранения постоянной скорости вращения копира при обработке участков подъема и падения кулачка следует весь угол 2π копира разбить на две части, пропорциональные величинам углов профиля копира для этих участков.

Обозначим: $\gamma_{кул\,1}$ — угол профиля участка подъема обрабатываемого кулачка; $\gamma_{кул\,2}$ — то же участка падения обрабатываемого кулачка; $\gamma_{коп\,1}$ — то же подъема копира; $\gamma_{коп\,2}$ — то же падения копира

$$\frac{\gamma_{кул\,1}}{\gamma_{кул\,2}} = E \quad \text{и} \quad \gamma_{кул\,1} + \gamma_{кул\,2} = 2\pi;$$

тогда при

$$\gamma_{кул\,1} = \gamma_{коп\,2} \quad \text{и} \quad \gamma_{кул\,2} = \gamma_{коп\,1}$$

$$E = \frac{\gamma_{коп\,1}}{2\pi - \gamma_{коп\,1}};$$

$$\gamma_{коп\,1} = \frac{2\pi E}{E+1}; \quad \gamma_{коп\,2} = \frac{2\pi}{E+1}. \tag{255}$$

Если закон движения на участке падения профиля кулачка будет иным, чем на участке подъема, то этот профиль строится по этому закону тем же порядком, как и для участка подъема, по заданной закономерности $S = f(\varphi)$ для участка падения. Построение профиля описано в п. 32.

На рис. 96 принята одна закономерность $S = f(\varphi)$ для обоих участков при отношении $E = \frac{\gamma_{кул\,1}}{\gamma_{кул\,2}} = 1$, которое определяет равенство углов

$$\gamma_{коп\,1} = \gamma_{коп\,2} = \pi.$$

В точке A фреза окажется в положении ближнего стояния, а в точке B — дальнего стояния.

Так как в данном случае дезаксиал оси перемещения фрезы равен нулю, углы движения и профиля для копира будут равны друг другу, т. е.

$$\varphi_{коп\,1} = \gamma_{коп\,1} = \pi; \quad \varphi_{коп\,2} = \varphi_{коп\,2} = \pi.$$

Таким образом, весь профиль копира оказался состоящим из кривых подъема и падения. Если фрезеруемый кулачок должен иметь участки ближнего и дальнего стояний, то в точках касания ролика A и B вращение копира должно быть прекращено, а вращение обрабатываемой заготовки будет продолжаться в пределах угла, соответствующего участку ближнего и дальнего стояний.

Работа с универсальным копиром может выполняться на обычном горизонтально- или вертикально-фрезерном станке, для чего станок должен быть снабжен специальным приспособлением, принципиальная схема которого показана на рис. 97.

От шпинделя *7* через редуктор *8* ($z_1 — z_2 — z_3$) приводится во вращение вал *11* и далее через пару конических зубчатых колес $z_4 — z_5$ — вертикальный шпиндель *12* с фрезой *13*. Последняя передача со шпинделем *12* заключена в головке *9*, которая может перемещаться по направляющим хобота *10*. Поворот заготовки *14* осуществляется от отдельного электродвигателя через зубчатые колеса $z_6 — z_7 — z_8$. От этого же электродвигателя при-

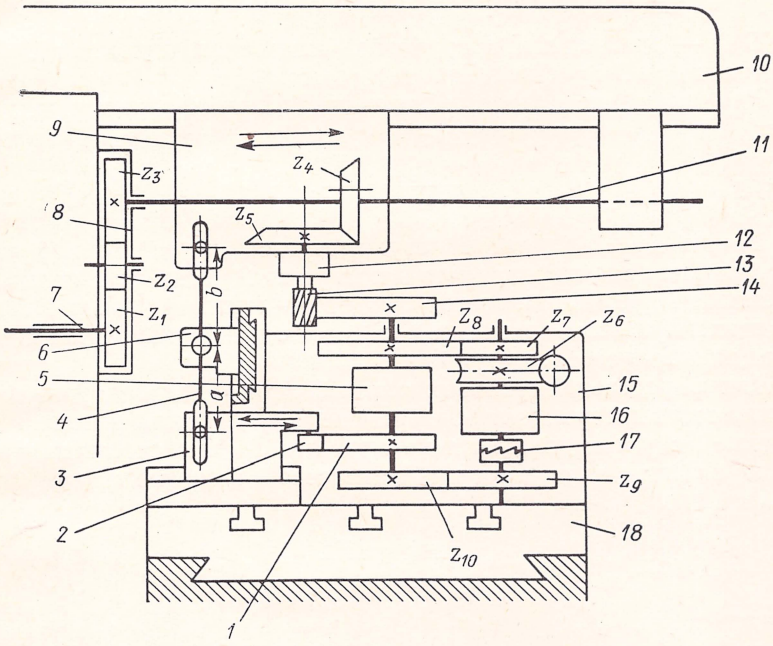


Рис. 97. Специальное приспособление для работы с универсальными копирами

водится во вращение вариатор скоростей *16* и от него через муфту *17* и зубчатые колеса $z_9—z_{10}$ вращение передается универсальному копиру *1*. С последним в постоянном контакте находится ролик *2*, смонтированный на ползуне *3*. С помощью двуплечего рычага *4* головке *9* сообщается поступательное движение. Так как в рассматриваемой схеме копировального устройства передача от ползуна *3* к головке *9* осуществляется рычагом 1-го рода, то профили обрабатываемого кулачка и копира будут находиться по разные стороны от точки вращения рычага (см. штрихпунктирный профиль на рис. 96). Между валами, на которых расположены копир и обрабатываемая заготовка, устанавливается следящий механизм *5* (сельсины, потенциометры или др.), предназначенный для контролирования и поддержания точности передаточного отношения между копиром *1* и заготовкой *14*.

Все копировальное устройство заключено в корпусе *15* и устанавливается на столе станка *18*.

Для того чтобы производить обработку кулачков с кривыми, профиль которых определяется заданным законом движения толкателя, подбирают соответствующий универсальный копир, затем подсчитывают отношение

$$\frac{S_{кул}}{S_{коп}},$$

где $S_{кул}$ — наибольший подъем обрабатываемого кулачка; $S_{коп}$ — подъем кривой профиля копира.

Это отношение должно равняться отношению плеч рычага *4*, т. е.

$$\frac{S_{кул}}{S_{коп}} = \frac{a}{b}.$$

Величины a и b могут регулироваться перестановкой шарнира рычага, смонтированного в ползушке *6*. Установка величины дезаксиала фрезы достигается смещением стола вдоль его направляющих. При этом ползушка *6* смещается в продольных направляющих корпуса *15*.

Для определения условия согласования угла поворота заготовки, соответствующего обрабатываемому профилю (подъем или падение), с углом движения копира, необходимо составить уравнение баланса движения кинематической цепи между копиром и заготовкой, т. е.

$$\varphi_{коп} \frac{z_{10}}{z_9} i_{вар} \cdot \frac{z_7}{z_8} = \varphi_{кул},$$

откуда

$$i_{вар} = \frac{\varphi_{кул}}{\varphi_{коп}} \cdot \frac{z_8 z_9}{z_7 z_{10}},$$

но

$$\frac{z_8 z_9}{z_7 z_{10}} = \text{const} = A;$$

тогда

$$i_{вар} = A \frac{\varphi_{кул}}{\varphi_{коп}}, \qquad (256)$$

где $i_{вар}$ — передаточное отношение вариатора.

Составляя уравнение кинематического баланса для условий обработки участков подъема и падения обрабатываемого кулачка, мы определим регулировку передач вариатора.

Если углы движения у обрабатываемого кулачка и копира на участках падения и подъема будут иметь постоянное отношение, то передаточное отношение вариатора при обработке обоих этих участков будет одно и то же, и следовательно, никакого

переключения вариатора в процессе работы кулачка не потребуется.

Для обработки участков ближнего и дальнего стояний муфта *17* должна быть отключена на период вращения заготовки в пределах углов движения, соответствующих этим участкам.

Управление вариатором *16* и муфтой *17* должно производиться автоматически, для чего может быть использован специальный механизм программного управления с штеккерным или кнопочным устройством.

Таким образом, при помощи описанного копировального устройства могут быть обработаны от одного универсального копира кулачки с различными параметрами: радиусом основной окружности ($R_{осн} = R_{б.с}$); наибольшим подъемом кулачка; углами движения подъема и падения профиля кулачка; диаметрами ролика и фрезы.

Параметрами, которые должны совпадать у обрабатываемого кулачка и копира, являются: равенство диаметров ролика и фрезы [1], а также совпадение закона движения на кривых подъема и падения у кулачка и копира.

Специальные исследования показали, что для охвата применяемых в современном машиностроении законов движения, осуществляемых кулачковыми механизмами, практически достаточно иметь 15—20 копиров. Это количество будет еще меньше в пределах одного машиностроительного завода. Наконец, возможно применение сборных копиров.

35. КИНЕМАТИЧЕСКИЙ МЕТОД ФРЕЗЕРОВАНИЯ КУЛАЧКОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ДЕЛИТЕЛЬНОЙ ГОЛОВКИ

Как уже указывалось в п. 28, кулачки, выполненные с профилем по архимедовой спирали или эвольвенты, могут быть обработаны без применения копиров. Для этой цели применяются универсальные делительные головки.

На рис. 98 показаны два случая фрезерования профиля кулачка. Заготовка *1* закреплена в шпинделе универсальной делительной головки *4*. Работа выполняется на вертикально-фрезерном станке концевой фрезой *2*. Возможны варианты использования горизонтально-фрезерного станка с накладной поворотной фрезерной головкой или фрезерного станка с поворотным шпинделем (например, станка модели 679). Процесс фрезерования профиля будет осуществлен, если одновременно с вращением заготовки столу станка будет сообщаться поступательное движение (в данном случае справа налево). При этом должно быть выполнено условие получения архимедовой спирали, а именно:

[1] Принципиально возможна работа и при неравенстве диаметра фрезы *13* и ролика *2*.

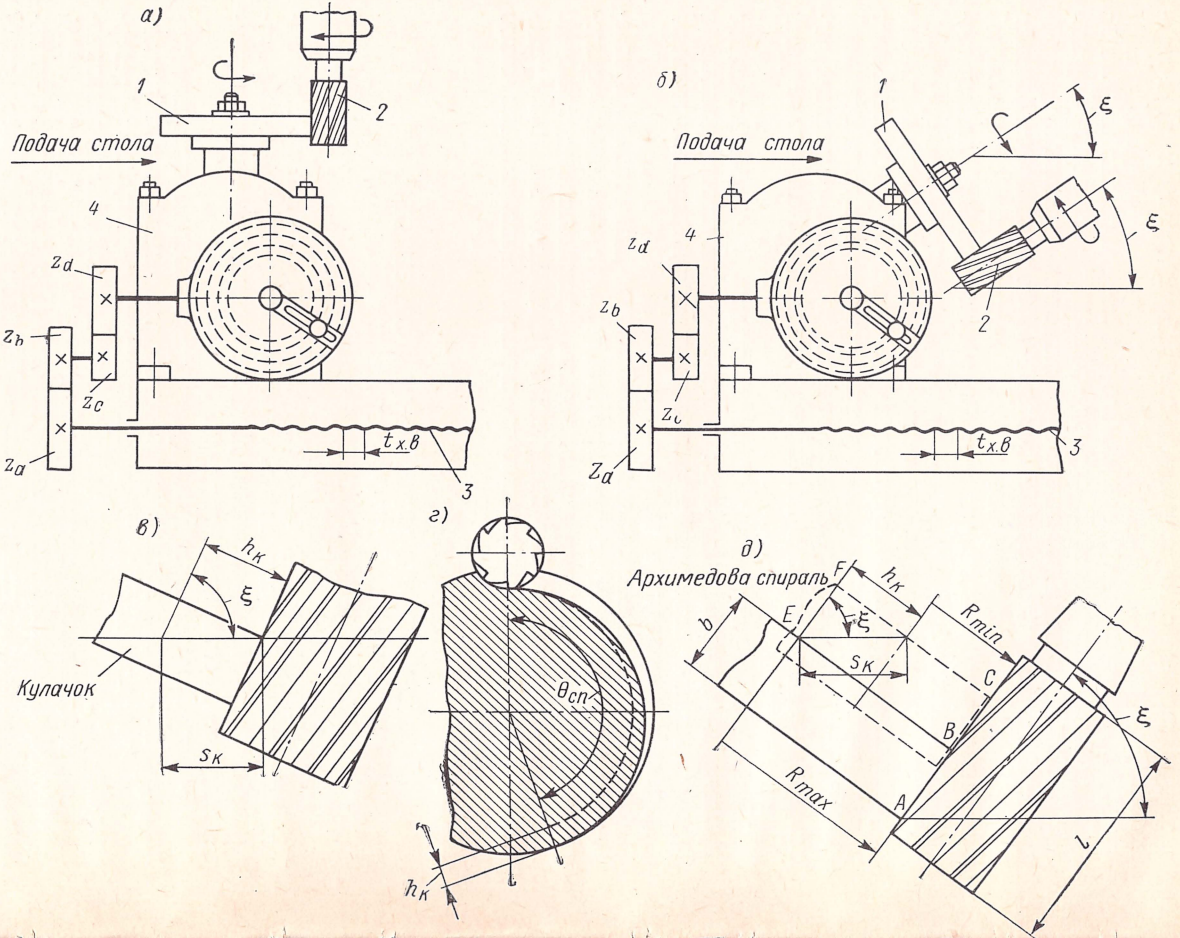


Рис. 98. Фрезерование кулачков в делительной головке без копира

за один полный оборот заготовки стол станка должен переместиться на величину шага спирали H. Если величина подъема кулачка равна $h_к$ на участке профиля с углом $\theta_{сп}$, то

$$H = h_к \frac{360°}{\theta_{сп}}. \qquad (257)$$

По выражению (257) подсчитывается величина шага спирали H, если известны величины $h_к$ и $\theta_{сп}$ (рис. 98, *г*).

Шпиндель делительной головки при такой наладке станка должен быть связан жесткой кинематической цепью с ходовым винтом *3* стола, получающим вращение от привода станка (рис. 98, *а*).

Обозначим: $t_{х.\,в}$ — шаг ходового винта в мм; A — характеристика делительной головки ($A = 40$ или 60). Составим баланс движения от шпинделя к винту

$$1 \text{ об. шп. дел. гол. } A \frac{z_d z_b}{z_c z_a} t_{х.\,в} = H.$$

Обозначим

$$\frac{z_a}{z_b} \cdot \frac{z_c}{z_d} = i_{см}.$$

Тогда

$$i_{см} = \frac{A t_{х.\,в}}{H} \qquad (258)$$

или

$$i_{см} = \frac{A \theta_{сп} t_{х.\,в}}{360° h_к}. \qquad (259)$$

Пример. Заданы: $\theta_{сп} = 120°$; $H = 36$ мм; $t_{х.\,в} = 6$ мм; $A = 40$.

Из уравнения (257)

$$h_к = \frac{H \theta_{сп}}{360°} = \frac{36 \cdot 120°}{360°} = 12 \text{ мм}.$$

По формуле (259)

$$i_{см} = \frac{40 \cdot 120 \cdot 6}{360 \cdot 12} = \frac{20}{3};$$

$$i_{см} = \frac{z_a z_c}{z_b z_d} = \frac{20}{3} = \frac{5 \cdot 4}{3 \cdot 1} = \frac{50}{30} \cdot \frac{100}{25}.$$ [1]

Как известно, условием сцепляемости двупарного набора сменных зубчатых колес является

$$\left.\begin{aligned} z_a + z_b &\geqslant z_c + 15; \\ z_c + z_d &\geqslant z_b + 15. \end{aligned}\right\} \qquad (260)$$

[1] Здесь использован набор зубчатых колес, прилагаемых к головкам Н—135 и Н—160 в качестве нормального набора с числами зубьев: 25; 25; 30; 35; 40; 50; 55; 60; 70; 80; 90; 100.

Это условие в данном примере не выдержано. Необходимо поменять местами ведущие зубчатые колеса z_a и z_c, не меняя соотношения $i_{см}$, тогда

$$i_{см} = \frac{100}{30} \cdot \frac{50}{25},$$

что удовлетворяет условию (260).

Из выражений (258) и (259) видно, что при малых величинах H и $h_к$ передаточное отношение $i_{см}$ может оказаться весьма большим и практически нормальный набор сменных колес не может быть использован, так как при этом ведущие колеса z_a и z_c должны будут иметь количество зубьев значительно большее, чем ведомые колеса z_b и z_d. Кроме того, во многих случаях нельзя воспользоваться нормальным набором, ограниченным, как правило, 12—15 колесами, поскольку комбинация величин $h_к$, H и $\theta_{сп}$ не позволяет получить любые величины $i_{см}$. Чтобы, однако, иметь возможность реализовать наладку для получения любых H, в выражения (258) и (259) следует ввести переменный параметр. Для этой цели шпиндели делительной головки и фрезы устанавливаются под некоторым углом ξ к горизонтали, как это показано на рис. 98, *б*, *в* и *д*; тогда величина перемещения стола $s_{о.з}$ при одном полном обороте заготовки должна зависеть от угла установки головки:

$$s_{о.з} = \frac{H}{\sin \xi}. \qquad (261)$$

При такой наладке

$$i_{см} = \frac{At_{х.в}}{s_{о.з}} \qquad (262)$$

или

$$i_{см} = \frac{At_{х.в}}{h_к} \cdot \frac{\theta_{сп}}{360^\circ} \sin \xi. \qquad (263)$$

Ход расчета наладки станка будет следующим. Сначала определяют $i_{см}$ при $\xi = 90^\circ$, т. е. при вертикальном расположении шпинделя делительной головки. Если при этом окажется невозможным осуществить наладку, применив набор зубчатых колес из нормального комплекта, то определяют ближайшее значение $i_{см}$, которое осуществимо с помощью зубчатых сменных колес этого комплекта, подобрав для этой цели ближайшую к H величину $s_{о.з}$, являющуюся, как уже указывалось, ходом стола при наклонном положении шпинделей делительной гловки и фрезы, а затем уже из формулы (261) определяют угол установки ξ.

Пример. Пусть заданы величины $H = 26$ мм; $A = 40$ и $t_{х.в} = 6$ мм. Тогда для вертикальной установки (см. рис. 77, *а*) по формуле (258)

$$i_{см} = \frac{At_{х.в}}{H} = \frac{40 \cdot 6}{26} = \frac{20 \cdot 6}{13}.$$

При помощи нормального комплекта сменных зубчатых колес это отношение не представляется возможным реализовать. Тогда осуществим наклонную установку и примем $s_{о.з} = 32$ мм. При этом по формуле (262)

$$i_{см} = \frac{40 \cdot 6}{32} = \frac{5}{2} \cdot \frac{3}{1}.$$

Такое отношение при удовлетворении условия сцепляемости удается осуществить с помощью зубчатых колес из нормального комплекта делительной головки, а именно:

$$i_{см} = \frac{z_a z_c}{z_b z_d} = \frac{100 \cdot 90}{40 \cdot 30}.$$

Определим угол установки

$$\sin \xi = \frac{H}{s_{о.з}} = \frac{26}{32} = 0{,}8125;$$

$$\xi = 35°40'.$$

При выборе величины $s_{о.з}$ следует принимать $s_{о.з} > H$, но одновременно такой, чтобы при определении $i_{см}$ по формуле (262) числитель не получался бы по величине намного больше знаменателя.

Для нормирования процесса обработки кулачка, а также определения длины рабочей части концевой фрезы необходимо подсчитать величину перемещения стола станка при фрезеровании участка профиля с углом $\theta_{сп}$ и величиной подъема кулачка $h_к$ (рис. 98, *г*). Обозначим это перемещение через $s_к$ (рис. 98, *в*)

$$s_к = \frac{h_к}{\sin \xi}; \qquad (264)$$

или, если задана величина H, то по формуле (257)

$$s_к = \frac{H \theta_{сп}}{360° \sin \xi}. \qquad (265)$$

Длина рабочей части фрезы при наклонной установке шпинделя (рис. 98, *д*) в мм

$$l = \overline{AB} + \overline{BC} + (10 \div 12),$$

но

$$\overline{AB} = b; \quad \overline{BC} = \overline{EF} = s_к \cos \xi = h_к \operatorname{ctg} \xi;$$

следовательно,

$$\left.\begin{aligned} l &= b + s_к \cos \xi + (10 \div 12); \\ l &= b + h_к \operatorname{ctg} \xi + (10 \div 12). \end{aligned}\right\} \qquad (266)$$

Затем по найденной величине l подбирается фреза с ближайшим размером длины рабочей части.

36. ФРЕЗЕРОВАНИЕ ШАРОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Фрезерование шаровых поверхностей выполняется при обработке пальцев универсальных шарниров, качающихся опор и т. п. деталей. В паре с последними работают детали, имеющие внутреннюю шаровую поверхность. Заготовки этих деталей чаще всего обрабатываются на токарных или расточных станках, где

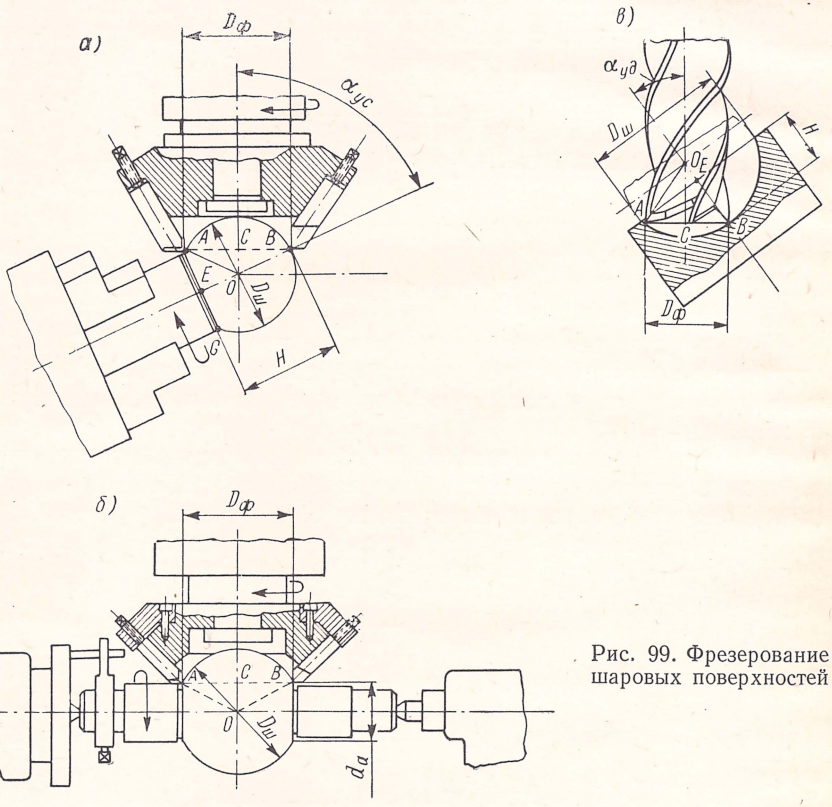


Рис. 99. Фрезерование шаровых поверхностей

для выполнения этих работ требуется применение специальных устройств. С большим успехом токарная обработка наружных и внутренних шаровых поверхностей может быть заменена фрезерованием специальными торцовыми или полыми фрезами с использованием универсальной делительной головки.

Для осуществления этой операции необходимо, чтобы фреза и обрабатываемая заготовка совершали бы вращательные движения. Вращение фрезы — главное движение, а заготовки — круговая подача. На рис. 99, *а*, *б* и *в* показаны случаи обработки неполных шаровых поверхностей. Так, на рис. 99, *а* показана обработка наружной шаровой поверхности шарнирного пальца, зажатого в патроне делительной головки. Шпиндель последней

установлен так, что оси заготовки и фрезы скрещиваются под углом $\alpha_{ус} < 90°$. Выделим на шаровой поверхности конус ABO с вершиной в центре O. Диаметр основания конуса равен диаметру фрезы $D_ф$. Представим себе, что этот конус вращается вокруг своей образующей BO, совпадающей с осью заготовки. Все точки окружности основания будут располагаться на шаровой поверхности. Очевидно, что достаточно одного оборота заготовки и шаровая поверхность окажется обработанной. Такая же картина получается и при обработке по схемам 99, *б* и *в*.

Для осуществления наладки станка необходимо знать диаметр фрезы $D_ф$ и величину угла установки шпинделя делительной головки $\alpha_{ус}$. Задаваемыми величинами являются диаметр шаровой поверхности $D_ш$ и высота H шаровой головки.

Из прямоугольного $\triangle$ AEO (рис. 99, *а*)

$$\overline{AE} = \sqrt{\overline{AO}^2 - \overline{EO}^2} \sqrt{\left(\frac{D_ш}{2}\right)^2 - \left(H - \frac{D_ш}{2}\right)^2} =$$

$$= \sqrt{(D_ш - H)H}.$$

Из прямоугольного $\triangle$ ABE

$$D_ф = \sqrt{\overline{AE}^2 + H^2} = \sqrt{(D_ш - H)H + H^2};$$

$$D_ф = \sqrt{D_ш H}. \qquad (267)$$

Из прямоугольного $\triangle$ BCO

$$\sin \alpha_{ус} = \frac{D_ф}{D_ш}. \qquad (268)$$

Пользуясь формулой (267), можно выразить $\sin \alpha_{ус}$ через H и $D_ш$, т. е. непосредственно через заданные параметры шаровой поверхности. В самом деле

$$\sin \alpha_{ус} = \frac{\sqrt{D_ш H}}{D_ш},$$

откуда

$$\sin \alpha_{ус} = \sqrt{\frac{H}{D_ш}}. \qquad (269)$$

Пример. Заданы: $D_ш = 40$ мм; $H = 32$ мм. Шаровая поверхность наружная. Установка по схеме рис. 99, *а*.

По формуле (267)

$$D_ф = \sqrt{40 \cdot 32} \approx 34{,}9 \text{ мм}.$$

По формуле (269)

$$\sin \alpha_{ус} = \sqrt{\frac{32}{40}} = 0{,}89443;$$

$$\alpha_{ус} = 63°26'.$$

Обработка шаровой поверхности заготовки, установленной в центрах делительной головки, показана на рис. 99, *б*. В данном случае заданными величинами являются d_a и $D_ш$. Угол скрещивания осей фрезы и заготовки равен 90°. Диаметр фрезы $D_ф$ определяется следующим образом.

Из $\triangle ACO$ имеем $\overline{AC} = \sqrt{\overline{AO}^2 - \overline{CO}^2}$, но $\overline{AC} = D_ф/2$; $\overline{AO} = D_ш/2$; $\overline{CO} = d_a/2$; следовательно,

$$D_ф = \sqrt{D_ш^2 - d_a^2}. \qquad (270)$$

На рис. 99, *в* показано фрезерование внутренней шаровой поверхности. Из $\triangle ABE$

$$\overline{AE} = \sqrt{D_ф^2 - H^2}.$$

В $\triangle AEO$

$$\overline{AO} = \frac{D_ш}{2}; \quad \overline{OE} = \frac{D_ш}{2} - H,$$

следовательно,

$$\left(\frac{D_ш}{2}\right)^2 = \left(\frac{D_ш}{2} - H\right)^2 + (D_ф^2 - H^2),$$

откуда

$$D_ф = \sqrt{D_ш H}.$$

Угол установки заготовки $\alpha_{ус}$ определится из $\triangle BCO$

$$\sin \alpha_{ус} = \frac{D_ф}{D_ш}.$$

Таким образом, $D_ф$ и $\alpha_{ус}$ определяется такими же выражениями, как и при обработке наружных шаровых поверхностей по схеме рис. 99, *а*.

37. РАСЧЕТ ОСНОВНОГО ВРЕМЕНИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ФАСОННЫХ ПРОФИЛЕЙ

При предварительном фрезеровании профиля кулачка фреза работает с переменной глубиной резания и, как правило, приходится прибегать к многопроходному процессу с использованием разметки. Число проходов зависит от высоты профиля, жесткости фрезы и всей системы станочной оснастки. Для решения этой задачи высоту профиля $\bar{h}$ нужно разделить на допустимую величину глубины резания t и определить число проходов (рис. 100, *а*).

Для того чтобы подсчитать основное время обработки профиля, необходимо знать минутную подачу и длину прохода фрезы, которая равняется перемещению стола при работе по продольно-поперечной схеме фрезерования или дуге поворота круглого

стола при работе по поступательно-вращательной схеме. Как известно, путь прохода фрезы слагается из пути врезания $l_{вр}$, длины обрабатываемой поверхности $l_{дет}$ и выхода фрезы $l_{вых}$. Таким образом, независмо от схемы копировального фрезерования основное время $T_о$ будет в мин

$$T_о = \frac{l_{вр} + l_{дет} + l_{вых}}{s_м},$$

где $s_м$ — минутная подача в мм/мин.

Перемещение фрезы по обрабатываемому профилю складывается из задающей и следящей подач. Последняя по величине

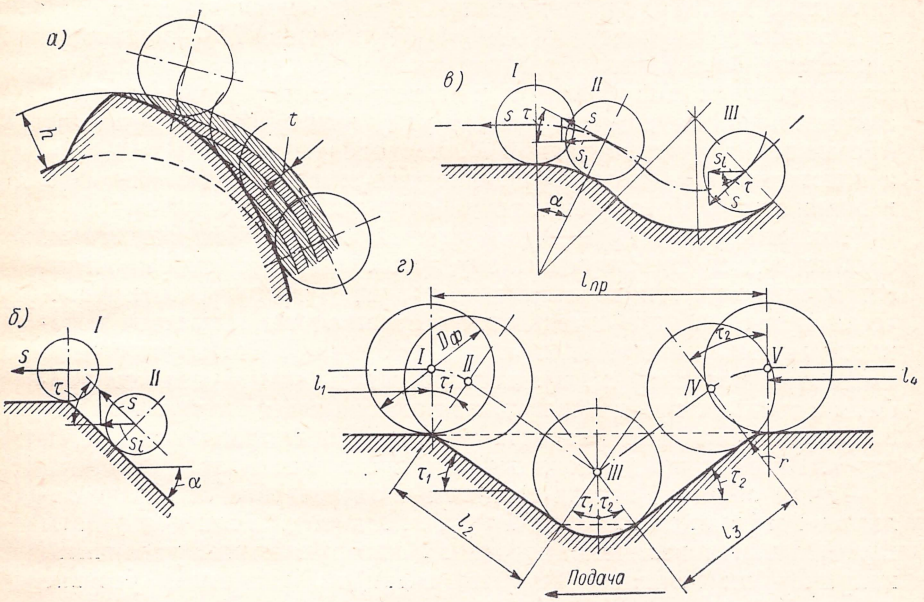


Рис. 100. Путь прохода фрезы при обработке фасонного профиля

связана функциональной зависимостью с первой, а потому, чтобы обеспечить постоянную скорость перемещения фрезы вдоль обрабатываемого профиля, необходимо на отдельных участках обработки изменять скорость задающей подачи. Так, если рассмотреть фрезерование по методу продольно-поперечной схемы копирования, то на наклонном участке (рис. 100, *б*) действительная скорость подачи s (положение фрезы *II*) останется такой же, как и на прямолинейном участке (положение фрезы *I*), лишь в том случае, если продольная подача будет уменьшена до величины $s_l = s \cos \tau$. То же относится и к участкам с криволинейным профилем (рис. 100, *в*).

Чтобы обеспечить однородность условий обработки всех участков профиля, желательно в процессе выполнения операции пере-

ключать коробку подач при переходе с обработки одного участка на другой, что практически возможно. Если не делать так, то это приводит к недопустимому увеличению усилий, действующих на фрезу и заготовку. Поэтому в системе СПИД появляются вибрации, происходит быстрое затупление фрезы и увеличение шероховатости обработанной поверхности.

Следовательно, для осуществления наладки станка необходимо установить величину подачи при обработке отдельных участков профиля заготовки.

На рис. 100, *г* приведен пример плоского фрезерования по продольно-поперечной схеме. Отдельные положения фрезы отмечены цифрами. Так, в положении *I* фреза закончила обработку прямолинейного участка длиной l_1, положение *II* — начальное положение фрезы при обработке наклонного участка длиной l_2 и расположенного под углом τ_1 к первому участку. Положение *III* соответствует размещению фрезы в углублении профиля и началу фрезерования участка длиной l_3, расположенного под углом τ_3, а положение *IV* — концу фрезерования этого участка. Наконец, в положении *V* фреза начнет обработку участка длиной l_4.

Так как путь, проходимый фрезой по профилю заготовки, больше, чем соответствующий ему путь стола, а отрезки времени, затраченные на эти перемещения, равны друг другу, то практически при обработке отдельных участков может оказаться необходимым изменить продольную подачу стола $s_м$. Чтобы установить численную величину $s_м$, нужно сопоставить длину участков профиля с соответствующими им длинами хода стола, или, что то же, с проекциями длины участков профиля на направление подачи стола. Расчеты для данного примера приведены в табл. 14.

Таким образом, задача сводится к определению и оценке величин коэффициентов k_{I-II}, k_{II-III}, . . . и т. д. Если для работы принята такая величина подачи $s_м$, которую можно увеличить, например, на величину $\Delta s_м$, то, очевидно, допустимо условие

$$k_i \leqslant 1 + \frac{\Delta s_м}{s_м}, \qquad (271)$$

где k_i — один из коэффициентов изменения действительной подачи, т. е. k_{I-II}, k_{II-III}, . . . и т. д.

Если это условие не соблюдено, то на участке профиля, для которого определена величина k_i, подачу стола следует уменьшить так, чтобы величина действительной подачи s_i' находилась в пределах

$$s_м < s_i' < s_м + \Delta s_м.$$

Для подсчёта основного времени операции фрезерования T_o профиля нужно пользоваться величиной подачи стола станка, а потому в формулу T_o следует подставлять величину $s_м$ для тех участков профиля, для которых не произведено изменение этой подачи, и величины s_i' для тех участков, для которых произведено

Таблица 14

Пример расчета

Участок (рис. 100, *г*)	Путь центра сечения фрезы по профилю	Проекция пути на направление подачи стола	Действительная подача s'	Коэффициент изменения подачи k_i
$I - II$	$\frac{\pi D_ф \tau_1}{360°}$	$\frac{D_ф}{2} \sin \tau_1$	$\frac{\pi}{180°} \cdot \frac{\tau_1}{\sin \tau_1} s_м$	$k_{I-II} \frac{\pi}{180°} \cdot \frac{\tau_1}{\sin \tau_1}$
$II - III$	l_2	$l_2 \cos \tau_1$	$\frac{l_2}{l_2 \cos \tau_1} s_м = \frac{1}{\cos \tau_1} s_м$	$k_{II-III} = \frac{1}{\cos \tau_1}$
$III - IV$	l_3	$l_3 \cos \tau_2$	$\frac{1}{\cos \tau_2} s_м$	$k_{III-IV} = \frac{1}{\cos \tau_2}$
$IV - V$	$\frac{(D_ф + 2r) \tau_2}{360°}$	$\left(\frac{D_ф}{2} + r\right) \sin \tau_2$	$\frac{\pi}{180°} \cdot \frac{\tau_2}{\sin \tau_2} s_м$	$k_{IV-V} = \frac{\pi}{180°} \cdot \frac{\tau_2}{\sin \tau_2}$

Примечание. Для мгновенного положения *III* фрезы $k_{III} = 1$.

снижение величины подачи. В этих условиях формула основного времени выразится в виде

$$T_o = \frac{l_{вр} + \sum l_o + l_{вых}}{s_м} + \sum \frac{l_i}{s'_м}, \qquad (272)$$

где $\sum l_o$ — общая длина участков, измеренных в направлении подачи стола, обрабатываемых со скоростью подачи $s_м$ в мм/мин; l_i — длина участков профиля, измеренная в направлении подачи стола, обрабатываемых при измененных подачах $s'_м$.

Пример. Определить основное время фрезерования профиля, изображенного на рис. 100, *г* при следующих данных: $s_z = 0{,}03$ мм/зуб; $v = 40$ м/мин; $D_ф = 16$ мм; $t = 4$ мм; $z = 4$; размеры, определяющие обрабатываемый профиль: $l_1 = 50$ мм; $l_2 = 21$ мм; $l_3 = 18$ мм; $l_4 = 30$ мм; $\tau_1 = 46°$; $\tau_2 = 32°$; $r = 5$ мм.

Путь резания определяется по формуле

$$l_{вр} = \sqrt{t(D_ф - t)} = \sqrt{4(16-4)} = 6{,}92;$$

принимаем $l_{вр} = 7$ мм; $l_{вых} = 5$ мм.

Частота вращения фрезы в минуту

$$n = \frac{1000v}{\pi D_ф} = \frac{1000 \cdot 40}{3{,}14 \cdot 16} = 795 \text{ об/мин};$$

принимаем ближайшую величину n по станку; $n = 760$ об/мин.

Подача стола

$$s_м = 0{,}03 \cdot 4 \cdot 760 \approx 91 \text{ мм/мин},$$

принимаем ближайшую подачу по станку $s_м = 98$ мм/мин.

Определяем коэффициенты изменения подачи и действительные скорости подач на отдельных участках профиля (табл. 14)

$$k_{I-II} = \frac{3{,}14 \cdot 46}{180 \sin 46°} = 1{,}12; \quad s'_{I-II} = 1{,}12 \cdot 98 \approx 110 \text{ мм/мин};$$

$$k_{II-III} = \frac{1}{\cos 46°} = 1{,}44; \quad s'_{II-III} = 1{,}44 \cdot 98 \approx 141 \text{ мм/мин};$$

$$k_{III-IV} = \frac{1}{\cos 32°} = 1{,}18; \quad s'_{III-IV} = 1{,}18 \cdot 98 \approx 115 \text{ мм/мин};$$

$$k_{IV-V} = \frac{3{,}14 \cdot 32}{180 \sin 32°} = 1{,}06; \quad s'_{IV-V} = 1{,}06 \cdot 98 \approx 103 \text{ мм/мин}.$$

За исключением участка *II—III* действительные скорости вполне допустимы. Если пользоваться подачей $s_м = 98$ мм/мин, то на участках *II—III* подача на зуб значительно возрастет

$$s_z = \frac{s'_{II-III}}{zn} = \frac{141}{4 \cdot 760} \approx 0{,}046 \text{ мм/зуб.} > 0{,}03 \text{ мм/зуб}.$$

Взяв ближайшую меньшую подачу по станку $s'_м = 72$ мм/мин, получим действительную подачу на этом участке, равную

$$s'_{II-III} = k_{II-III} s'_м = 1{,}44 \cdot 72 = 104 \text{ мм/мин},$$

которая незначительно превышает подачу $s_м$.

Таким образом, основное время операции по формуле (272)

$$T_o = \frac{l_{вр} + l_1 + \frac{D_ф}{2} \sin \tau_1 + l_3 \cos \tau_2 + \left(\frac{D_ф}{2} + r\right) \sin \tau_2 + l_4 + l_{вых}}{s_м} +$$

$$+ \frac{l_2 \cos \tau_1}{s'_м} = \frac{7 + 50 + 8 \sin 46° + 18 \cos 32° + (8 + 5) \sin 32° + 30 + 5}{98} +$$

$$+ \frac{21 \cos 46°}{104} \approx 1{,}35 \text{ мин}.$$

Этой же методикой пользуются и в случае фрезерования профилей по поступательно-вращательной схеме независимо от того, выполняется ли обработка с помощью копира или по бескопирному методу.

Некоторой спецификой обладает расчет величины подачи, когда профиль кулачка выполняется по какой-либо кинематической кривой, например, по архимедовой, логарифмической спирали и др. Ниже разбирается случай фрезерования архимедовой спирали как наиболее часто применяемой в машиностроении.

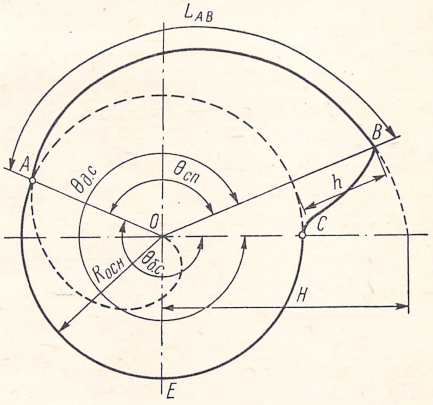


Рис. 101. К расчету кулачка с профилем по архимедовой спирали

Как и в изложенной выше методике расчета подачи, здесь также необходимо подсчитать длину пути прохода фрезы по профилю кулачка. Эта задача сводится к расчету дуги спирали в зависимости от заданных параметров спирали. Если задается центральный угол $\theta_{сп}$, в пределах которого расположена спираль, составляющая профиль кулачка, и параметр уравнения спирали, который равен шагу спирали H, деленному на угол 2π (рис. 101), т. е.

$$a = \frac{H}{2\pi}, \qquad (273)$$

то длина дуги архимедовой спирали выражается как функция угла $\theta_{сп}$ в следующем виде:

$$L_{AB} = \frac{a}{2} \left(\theta_{сп} \sqrt{\theta_{сп}^2 + 1} \operatorname{Arsh} \theta_{сп}\right). \qquad (274)$$

Числовое значение ареасинуса $\operatorname{Arsh}\theta_{сп}$ может быть подсчитано по выражению

$$\operatorname{Arsh}\theta_{сп} = \ln\left(\theta_{сп} + \sqrt{\theta_{сп}^2 + 1}\right).$$

По известной величине h подъема кулачка, соответствующей углу $\theta_{сп}$, шаг архимедовой спирали H может быть подсчитан по формулам

$$\left.\begin{array}{ll} \text{в град} & H = \dfrac{h \cdot 360^\circ}{\theta_{сп}}; \\ \text{в град} & H = \dfrac{2\pi h}{\theta_{сп}}. \end{array}\right\} \qquad (275)$$

Так как задан угол $\theta_{сп}$, равный разности углов $\theta_{д.\,с}$ и $\theta_{б.\,с}$, где $\theta_{д.\,с}$ и $\theta_{б.\,с}$ — соответственно углы ближнего и дальнего стояний фрезы, то практически приходится подсчитывать длину дуги спирали для этих углов и брать их разность, поскольку они отсчитываются от начала спирали.

Если по чертежу заданы радиус основной окружности кулачка $R_{осн}$, высота подъема профиля h и угол $\theta_{сп}$, то следует пользоваться иной формулой для определения длины дуги архимедовой спирали, а именно:

$$L_{AB} = 0{,}5\left(R_{осн}\frac{\sqrt{R_{осн}^2 + a^2}}{a} + a\ln\frac{R_{осн}\sqrt{R_{осн}^2 + a^2}}{a}\right). \qquad (276)$$

Здесь также длина дуги спирали определится как разность между длинами дуг, подсчитанных для точек, соответствующих началу и концу подъема профиля кулачка.

Для большей точности следует вести расчет длины дуги не по кривой профиля, а по траектории движения оси фрезы, т. е. в расчет вводить не величину $R_{осн}$, а $R_{осн} + D_ф/2$ — для начала кривой профиля и $R_{осн} + h + D_ф/2$ — для конца кривой профиля.

Теперь по заданной величине круговой подачи $s_м$ в мм/мин фрезы по дуге окружности кулачка CEA определяется частота вращения заготовки в минуту

$$n_{заг} = \frac{s_м}{\pi(2R_{осн} + D_ф)}. \qquad (277)$$

Если, как это чаще всего бывает в практике, сохранять $n_{заг} = \text{const}$ при обработке профиля кулачка, то вследствие увеличения радиуса кулачка в пределах от точки A до точки B подача возрастет до величины

$$s_{мB} = \pi(2R_{д.\,с} + D_ф)n_{заг}. \qquad (278)$$

Если $s_{мB} \gg s_м$, то в процессе фрезерования профиля кулачка следует снизить $n_{заг}$.

Основное время фрезерования кулачка при $n_{заг} = \text{const}$ с предварительно грубо обработанным контуром будет (с учетом врезания и перебега фрезы) в мин

$$T = \frac{1{,}05 \div 1{,}08}{n_{заг}}. \qquad (279)$$

Пример. Подсчитать частоту вращения заготовки в мин и основное время фрезерования кулачка с профилем по архимедовой спирали (рис. 101) при следующих данных: $R_{осн} = 45$ мм; $h = 30$ мм; $\theta_{сп} = 3/4\pi$; $D_ф = 12$ мм; $z = 3$; $s_м = 52$ мм/мин; $n = 430$ об/мин.

По формуле (275)

$$H = \frac{2\pi h}{\frac{3}{4}\pi} = \frac{8}{3} \cdot 30 = 80 \text{ мм}.$$

Параметр спирали уравнения (273)

$$a = \frac{H}{2\pi} = \frac{80}{2 \cdot 3{,}14} = 12{,}74.$$

Длина дуги спирали до начала подъема профиля кулачка от начала отсчета углов спирали, измеренная по траектории движения фрезы определится по формуле (276), в которой $R_{осн} = 45 + 12/2 = 51$ мм;

$$L_{OA} = 0{,}5 \left(51 \frac{\sqrt{51^2 + 12{,}74^2}}{12{,}74} + 12{,}74 \ln \frac{51 + \sqrt{51^2 + 12{,}74^2}}{12{,}74}\right);$$

$$L_{OA} \approx 106 \text{ мм}.$$

То же для конца профиля, где $P = 45 + 30 + 12/2 = 81$ мм;

$$L_{OB} = 0{,}5 \left(81 \frac{\sqrt{81^2 + 12{,}74^2}}{12{,}74} + 12{,}74 \ln \frac{81 \sqrt{81^2 + 12{,}74^2}}{12{,}74}\right);$$

$$L_{OB} \approx 262 \text{ мм}.$$

Следовательно, длина дуги профиля кулачка

$$L_{AB} = L_{OB} - L_{OA} = 262 - 106 = 156 \text{ мм}.$$

При $s_м = 52$ мм/мин подача на зуб s_z при фрезеровании участка кулачка, очерченного по дуге окружности, будет

$$s_z = \frac{s_м}{z n_ф} = \frac{52}{3 \cdot 430} = 0{,}04 \text{ мм/зуб}.$$

Если при фрезеровании профиля кулачка сохранить неизменной скорость вращения заготовки, то время обработки дуги спирали будет

$$T_o = \frac{1}{n_{заг}} \cdot \frac{\theta_{сп}}{2\pi} = \frac{1}{0{,}184} \cdot \frac{\frac{3}{4}\pi}{2\pi} = 2{,}04 \text{ мин},$$

где

$$n_{заг} = \frac{s_м}{2\pi R_{осн}} = \frac{52}{2 \cdot 3{,}14 \cdot 45} = 0{,}184 \text{ об/мин.}$$

Средняя подача при фрезеровании профиля кулачка будет

$$s_{м.\,ср} = \frac{L_{AB}}{T_о} = \frac{156}{2{,}04} \approx 76{,}7 \text{ мм/мин.}$$

Максимум средней подачи достигается в конце фрезерования профиля кулачка, т. е. в точке B, где

$$s_{мB} = \pi [2 (R_{осн} + h) + D_ф] n_{заг} = 3{,}14 [2 (45 + 30) + 12] 0{,}184 = 93{,}7 \text{ мм/мин.}$$

Таким образом, подача на зуб увеличится до

$$s_z = \frac{93{,}7}{3 \cdot 430} \approx 0{,}072 \text{ мм/зуб.}$$

При средней же подаче $s_{м.\,ср}$ подача на зуб будет

$$s_z = \frac{76{,}7}{3 \cdot 430} \approx 0{,}06 \text{ мм/зуб.}$$

Последняя величина не превосходит обычных норм. Что же касается увеличенной подачи s_z в конце фрезерования профиля, то она будет кратковременной и незначительно превосходить рекомендуемые нормы, а потому вполне можно допустить в данном случае постоянство величины $n_{заг}$.

Время фрезерования всего кулачка при заготовке с равномерным припуском под чистовую обработку определяется по формуле (279)

$$T_о = \frac{1{,}05}{0{,}184} = 5{,}72 \text{ мин.}$$

ГЛАВА VII
ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ФРЕЗЕРНЫХ ОПЕРАЦИЙ

38. ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ПО ФРЕЗЕРНЫМ ОПЕРАЦИЯМ

Всякое мероприятие по совершенствованию технологии, конструкции технологической оснастки, автоматизации процесса обработки, организации рабочего места и т. д. подлежит оценке с точки зрения экономической эффективности внедрения этих мероприятий.

Себестоимость продукции является основным показателем экономической эффективности производства. Как известно, себестоимость продукции слагается из большого количества составляющих элементов — стоимости материала, оборудования, технологической оснастки, рабочей силы, расходов на содержание и эксплуатацию техники, затрат на электроэнергию, общецеховых и общезаводских расходов и т. п. Все эти статьи расходов подробно разбираются и оцениваются в специальной литературе [8, 22 и др.].

При определении экономической эффективности фрезерования необходимо проанализировать такие вопросы, как возможность уменьшения припусков на обработку, что приводит к необходимости подсчета показателей массы, и их сопоставление с нормами, расхода электроэнергии, соотношение основного и вспомогательного времени в норме штучного времени, производительность фрезерования и сопоставление ее с производительностью иных методов обработки, заменяющих фрезерование, и других показателей. При разработке или выборе технологической оснастки для той или иной наладки требуется для установления экономической эффективности использования этой оснастки подсчет стоимости приспособлений, режущего и мерительного инструмента.

Рассмотрим технико-экономические показатели, которые могуть дать, в какой-то степени, косвенную оценку экономической эффективности того или иного технологического мероприятия.

Коэффициент относительного значения основного времени $\eta_о$

$$\eta_о = \frac{T_о}{T_о + T_{всп}}, \qquad (280)$$

где $T_о$ — основное время операции в мин; $T_{всп}$ — норма вспомогательного времени в мин.

Чем выше числовое значение этого показателя, тем совершеннее использование средств производства. Для серийного произ-

водства $\eta_о = 0{,}6$; для поточно-массового $\eta_о \approx 0{,}85$ и для автоматических линий $\eta_о$ до 0,95.

Коэффициент относительного значения вспомогательного времени представляет собой отношение

$$\eta_{всп} = \frac{T_{всп}}{T_о + T_{всп}} \text{ или } \eta_{всп} = \frac{T_{всп}}{T_{шт}} \qquad (281)$$

и может быть получен через $\eta_о$, а именно:

$$\eta_{всп} = 1 - \eta_о.$$

Он характеризует операцию с точки зрения механизации вспомогательных приемов или перекрытия вспомогательного времени основным, т. е. и в том и в другом случаях величина $\eta_{всп}$ показывает в какой-то мере, как решена задача выбора или создания устройств, механизирующих и автоматизирующих процесс обработки. Необходимо стремиться к тому, чтобы величина $\eta_{всп}$ была как можно меньше. В случае использования приспособлений с ручными зажимами и при ручном управлении станком $\eta_{всп} = 0{,}2 \div 0{,}4$, если работа выполняется на горизонтально- или вертикально-фрезерных станках, и $\eta_{всп} = 0{,}25 \div 0{,}35$ — при выполнении работ на продольно-фрезерных станках. Для операций, выполняемых на автоматических линиях, $\eta_{всп}$ может быть доведен до 0,05.

Коэффициент относительного значения подготовительно-заключительного времени $\eta_{п\text{-}з}$, в известной мере, определяет совершенство технологической оснастки с точки зрения наличия в конструкции элементов, упрощающих и ускоряющих установку и правильное ориентирование приспособления и инструмента на станке. К таким элементам относятся установочные шпонки в корпусе приспособления, точно обработанные пояски и площадки, по которым, пользуясь индикатором, можно быстро и точно установить приспособление на станке, эталоны и установы для точного согласования положений приспособления и режущего инструмента, риски на режущем инструменте, значительно сокращающие время ориентирования его по отношению к обрабатываемой заготовке и др.

Этот показатель выражается отношением подготовительно-заключительного времени к норме штучно-калькуляционного времени, т. е.

$$\eta_{п\text{-}з} = \frac{T_{п\text{-}з}}{qT_{ш\text{-}к}}, \qquad (282)$$

где $T_{п\text{-}з}$ — подготовительно-заключительное время в мин, включая время на подналадку станка; q — число заготовок, изготовленных между двумя смежными наладками; $T_{ш\text{-}к}$ — штучно-калькуляционное время в мин.

Для мелкосерийного производства $\eta_{п\text{-}з} = 0{,}10 \div 0{,}25$; для крупносерийного — $\eta_{п\text{-}з} = 0{,}04 \div 0{,}10$. Как видно из этих данных, величина $\eta_{п\text{-}з}$ колеблется в достаточно широких пределах, что объясняется сложностью наладки станка, с одной стороны, и величиной q и $T_{ш\text{-}к}$, с другой стороны. С увеличением q значение $\eta_{п\text{-}з}$ резко уменьшается.

Коэффициент использования материала γ может быть определен по формуле

$$\gamma = \frac{C_{чист}}{C_{черн}}, \tag{283}$$

где $C_{чист}$ и $C_{черн}$ — масса заготовки соответственно после и до выполнения операции фрезерования в кг.

Трудно указать оптимальные значения этого отношения, так как оно в значительной степени зависит, с одной стороны, от формы и размеров заготовки и, с другой стороны, от условий производства, позволяющих выполнять заготовку с малыми припусками, пользуясь при этом многоручьевыми штампами, чеканкой, точными способами литья и другими совершенными методами, применяемыми в заготовительных цехах. В каждом отдельном случае полезно сопоставлять величину γ с таковой для тех заготовок, у которых этот показатель можно считать благоприятным. Во всяком случае ориентировочно для заготовок средней массы (10—40 кг) $\gamma = 0{,}93 \div 0{,}97$ и для заготовок массой менее 10 кг $\gamma = 0{,}95$ [1].

Если в фрезерной операции получены меньшие значения, то полезно проверить величину припусков, пользуясь при этом методикой расчета припусков, разработанной проф. В. М. Кованом [12].

Расход электроэнергии на процесс фрезерования полезно сопоставить в отдельных случаях, когда, например, намечен переход от обработки одной фрезой поочередно нескольких поверхностей к работе набором фрез или переход от работы на универсально-фрезерном станке к работе на многошпиндельном продольно-фрезерном станке.

Для подсчета расхода электроэнергии можно пользоваться формулой следующего вида [8] в кВт·ч

$$Э = \frac{N_у k_{од} k_N k_д k_\omega}{\eta_м} \cdot \frac{T_{ш\text{-}к}}{k_в}, \tag{284}$$

где $N_у$ — суммарная установленная мощность электродвигателей фрезерного станка в кВт; $k_{од}$ — коэффициент одновременности работы электродвигателей станка; $k_{од} = 0{,}8 \div 1{,}0$; k_N — коэффициент загрузки электродвигателей станка по мощности для фрезерных станков; $k_N = 0{,}5 \div 0{,}7$; $k_д$ — коэффициент загрузки станка по времени, который может быть ориентировочно принят

[1] Эти данные относятся к крупносерийному производству.

равным $T_о/T_{ш\text{-}к}$; k_ω — коэффициент, учитывающий потери электроэнергии в заводской сети; $k_\omega = 1{,}04 \div 1{,}08$; $\eta_м$ — средний коэффициент полезного действия электродвигателя станка; принимается по каталогу электродвигателей; $T_{ш\text{-}к}$ — норма штучно-калькуляционного времени обработки в данной операции в ч; $k_в$ — коэффициент выполнения нормы на данной операции.

Если требуется подсчитать стоимость расходуемой электроэнергии, то величину $Э$, подсчитанную по выражению (284), следует умножить на стоимость 1 кВт·ч для данного района.

Наиболее полной и точной экономической оценкой вариантов фрезерных операций является сравнение их цеховой себестоимости, рассчитываемой по общеизвестной методике [8, 13, 22].

При обработке узких и длинных поверхностей приходится нередко сопоставлять экономичность процессов фрезерования и строгания. Этот вопрос решается наиболее полно и точно путем сравнения себестоимостей этих видов обработки. Однако здесь можно ограничиться сравнением лишь величины основного времени этих вариантов обработки, если условия выполнения операции примерно одинаковы.

На современной стадии развития технологии обработки металлов резанием фрезерование в большинстве случаев является более производительным методом обработки плоскостей, чем строгание. Однако при заданных величинах подач и скоростей резания можно найти некоторую критическую ширину обрабатываемой поверхности $B_{кр}$, при меньшем значении которой производительность фрезерования окажется ниже производительности строгания.

Обозначим через $L_с$ длину пути при строгании в мм; $v_р$ и $v_х$ — соответственно скорости рабочего и холостого ходов строгального резца в м/мин, тогда время одного двойного хода в мин будет

$$T_1 = 10^{-3} L_с \left(\frac{1}{v_р} + \frac{1}{v_х} \right).$$

Если a — коэффициент увеличения обратного хода ($a = 1{,}5 \div 3$), то

$$v_х = a v_р,$$

$$T_1 = 10^{-3} L_с \left(\frac{1}{v_р} + \frac{1}{a v_р} \right) = \frac{10^{-3} L_с}{v_р} \cdot \frac{a+1}{a}.$$

Число двойных ходов в минуту

$$n_{2х} = \frac{1}{T_1} = 10^3 \frac{v_р}{L_с} \cdot \frac{a}{a+1}.$$

Для выполнения обработки всей плоскости заготовки потребуется $\frac{B}{s_{2х}}$ проходов, где B — ширина строгания в мм; $s_{2х}$ — подача резца или заготовки на один двойной ход в мм/дв. ход.

Таким образом, основное время при строгании будет

$$T_{\text{о. с}} = T_1 \frac{B}{s_{2x}}$$

или

$$T_{\text{о. с}} = 10^{-3} \frac{L_c B}{v_p s_{2x}} \cdot \frac{a+1}{a}.$$

Площадь, обрабатываемая строганием за 1 мин,

$$F_c = \frac{Bl}{T_{\text{о. с}}};$$

$$F_c = 10^3 v_p s_{2x} \frac{l}{L_c} \cdot \frac{a}{a+1}, \qquad (285)$$

где l — длина обрабатываемой плоскости в мм.

Основное время при фрезеровании при работе в один проход будет

$$T_{\text{о.ф}} = \frac{L_\text{ф}}{s_\text{м}},$$

где $L_\text{ф}$ — длина прохода фрезы с учетом врезания и перебега в мм; $s_\text{м}$ — подача в мм/мин.

Площадь, обрабатываемая фрезерованием за 1 мин,

$$F_\text{ф} = \frac{Bl}{T_{\text{о. ф}}},$$

или

$$F_\text{ф} = \frac{Bls_\text{м}}{L_\text{ф}}. \qquad (286)$$

Сравнивая величины F_c и $F_\text{ф}$, находим, какой из этих способов обработки является более производительным. Целесообразность использования фрезерования или строгания определяется в зависимости от критической ширины обрабатываемой заготовки $B_\text{кр}$, величину которой найдем, если приравняем друг к другу F_c и $F_\text{ф}$,

$$10^3 v_p s_{2x} \frac{l}{L_c} \cdot \frac{a}{a+1} = \frac{B_\text{кр} l s_\text{м}}{L_\text{ф}},$$

откуда

$$B_\text{кр} = 10^3 \frac{v_p s_{2x}}{s_\text{м}} \cdot \frac{L_\text{ф}}{L_c} \cdot \frac{a}{a+1}. \qquad (287)$$

Если $B > B_\text{кр}$, то более производительным процессом является фрезерование и при $B < B_\text{кр}$ — наоборот.

Для практических условий можно принять $L_c = (1{,}1 \div 1{,}2)\, L_\text{ф}$. Если же требуется произвести точный расчет, то нужно подсчитать величины L_c и $L_\text{ф}$ с учетом путей врезания и выхода инструмента. Еще больший эффект фрезерования получится, если работу вести торцовой фрезой на горизонтально-фрезерном станке.

39. СТОИМОСТЬ РЕЖУЩЕГО И МЕРИТЕЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА

Для того чтобы установить экономическую эффективность предложенного для данной фрезерной операции режущего и вспомогательного инструмента, нужно прежде всего определить стоимость этого инструмента, затраты на его заточку и содержание. С другой стороны, нужно учесть и то, что подчас более дорогой инструмент может обеспечить повышение производительности операций и, следовательно, увеличенный расход на приобретение или изготовление инструмента окупится в процессе его эксплуатации.

Если инструмент приобретается, то его стоимость $C_{ин}$ устанавливается по соответствующему прейскуранту с наценкой на доставку, распаковку и сортировку. Эта наценка составляет примерно 1—2% стоимости инструмента [8]. Для каждого вида инструмента, как правило, известна норма полного стачивания H в мм, допускаемая конструкцией инструмента, и величина стачивания h в мм при каждой заточке. При этих данных стоимость расхода инструмента, приходящаяся на одну заточку, будет в руб/зат

$$C_{ин}\frac{h}{H}.$$

Стоимость же одной заточки определится ее продолжительностью $T_{зат}$ в мин и часовой заработной платой заточника $C_{зат}$ в руб/ч [1];

$$T_{зат}\frac{C_{зат}}{60}\left(1+\frac{b}{100}\right),$$

где b — процент цеховых расходов по заточному отделению.

Следует также учесть некоторую стоимость убыли инструмента, т. е. его поломки в результате случайных причин, имеющих место как при эксплуатации, так и при наладке станка. Для фрез сборной конструкции необходимо учитывать некоторый расход инструмента при регулировке отдельных его элементов (вставных ножей, клиньев и др.) или даже их замене. Считая оба эти явления для цельных и сборных фрез в первом приближении равноценными, в выражение стоимости расхода инструмента следует ввести коэффициент k_1, который может быть принят $k_1 = 1{,}05 \div 1{,}15$.

Стоимость вспомогательного инструмента, который во фрезерных операциях является относительно простым и дешевым (цилиндрические и конусные оправки, установочные кольца), так как он, как правило, нормализован и унифицирован, можно выразить также некоторым коэффициентом. Величина последнего для фрезерных работ принимается $k_2 = 1{,}05 \div 1{,}08$.

[1] С начислениями на заработную плату (отпуск и социальное страхование).

Таким образом, стоимость расхода инструмента соответственно за период его стойкости, т. е. за одну переточку $И_{н.\,зат}$ и на одну заготовку $И_н$

$$\left.\begin{aligned} И_{н.\,зат} &= \left[T_{зат}\frac{C_{зат}}{60}\left(1+\frac{b}{100}\right)+C_{ин}\frac{h}{H}\right]k_1k_2;\\ И_н &= \left[T_{зат}\frac{C_{зат}}{60}\left(1+\frac{b}{100}\right)+C_{ин}\frac{h}{H}\right]\frac{T_o}{T}k_1k_2, \end{aligned}\right\} \qquad (288)$$

где T_o — основное время в мин; T — стойкость инструмента в мин.

Если сравнивается экономическая эффективность использования двух различных, но с технологической точки зрения равноценных инструментов, то, как уже указывалось выше, необходимо учитывать и производительность, обеспечиваемую инструментом. Для этого, подсчитав $И_н$ по формуле (288), определяют стоимость работы станочника, использующего данный инструмент. Последняя величина может быть установлена по выражению

$$T_{ш-к}\frac{C_{ст}}{60}\left(1+\frac{a}{100}\right),$$

где $C_{ст}$ — часовая тарифная ставка станочника и a — процент цеховых расходов.

Обозначив индексами 1 и 2 первый и второй вид сопоставляемых инструментов, будем иметь стоимость инструмента $C_{и.\,э}$, включая его эксплуатацию:

$$\left.\begin{aligned} C_{и.\,э1} &= \left[T_{зат1}\frac{C_{зат\,1}}{60}\left(1+\frac{b}{100}\right)+C_{ин\,1}\frac{h_1}{H_1}\right]k_1k_2+\\ &\quad+T_{ш-к\,1}\frac{C_{ст\,1}}{60}\left(1+\frac{a}{100}\right);\\ C_{и.\,э2} &= \left[T_{зат\,2}\frac{C_{зат\,2}}{60}\left(1+\frac{b}{100}\right)+C_{ин\,2}\frac{h_2}{H_2}\right]k_1k_2+\\ &\quad+T_{ш-к\,2}\frac{C_{ст\,2}}{60}\left(1+\frac{a}{100}\right). \end{aligned}\right\} \qquad (289)$$

Если $C_{и.\,э1}/C_{и.э\,2} > 1$, то предпочтение отдается второму инструменту, а если $C_{и.\,э1}/C_{и.\,э2} < 1$, то первому.

Это сопоставление стоимостей сделано в предположении, что для обоих инструментов a, b, k_1 и k_2 останутся величинами постоянными. Если бы, однако, условия выполнения фрезерной операции оказались при использовании этих инструментов различными, то это нужно было бы, конечно, учесть в выражениях (289).

При многоинструментальной обработке (работа набором фрез или работа на многошпиндельных фрезерных станках) указанный выше расчет должен быть выполнен для всех фрез набора.

40. ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ

Определение экономической эффективности приспособлений основывается на их стоимости, которая может быть достаточно точно подсчитана по отчетной калькуляции, т. е. после изготовления приспособления. Однако в практике нередко прибегают к предварительному определению стоимости приспособления, т. е. еще до его изготовления. Здесь приходится довольствоваться конечно, приближенной величиной стоимости, так как установить ее точное значение в этом случае невозможно.

Чаще всего для подготовки производства и выбора технологической оснастки более существенным является не сама стоимость приспособления, а та ее доля, которая входит в себестоимость выполнения операции обработки заготовки, для которой предназначено приспособление. Здесь следует учесть также и заработную плату при обработке заготовки, так как при использовании того или иного приспособления, во-первых, изменяется штучно-калькуляционное время, во-вторых, разряд работы.

Обозначим: $П$ — стоимость приспособления в руб.; $C_д$ — средняя стоимость одной детали приспособления; $N_п$ — количество деталей, входящих в конструкцию приспособления (за исключением крепежных); тогда можно принять

$$П = C_д N_п. \tag{290}$$

Величина $N_п$ подсчитывается непосредственно по спецификации сборочного чертежа приспособления. $C_д$ ориентировочно принимается для простых приспособления равным 2—3 руб.; для приспособлений средней сложности — 3—5 руб.; для сложных приспособлений — 5—6 руб. и для автоматически действующих приспособлений — 6—8 руб.

Если на заводе имеется ценник на изготовление деталей приспособлений, то подсчет величины стоимости последних может быть выполнен с большей точностью.

Определим $C_оп$ — стоимость приспособления, приходящуюся на изготовление одной заготовки

$$C_оп = \frac{\left(\frac{1}{i} + \frac{e}{100}\right) П}{Q}, \tag{291}$$

где i — срок амортизации приспособления в годах ($i = 2$ года); e — процент расходов на проектирование, освоение, содержание и ремонт приспособления от стоимости последнего; Q — годовой выпуск деталей в шт.

Полученная по выражению (291) величина $C_оп$ может быть использована как составная часть себестоимости детали, а затем и всего изделия в целом, т. е. продукции, выпускаемой заводом.

При сопоставлении же двух или большего количества технически равноценных вариантов приспособлений помимо стоимости

последних должна быть учтена также производительность этих приспособлений и стоимость их эксплуатации.

Обозначим: $T_{\text{ш-к}\,i}$ — штучно-калькуляционное время изготовления одной детали с использованием данного приспособления в мин; C_i — часовая тарифная ставка рабочего; a — процент цеховых расходов на стоимость заработной платы рабочего.

Тогда стоимость затрат при работе соответственно с первым и вторым (сопоставляемым) приспособлением:

$$\left.\begin{aligned} C_{\text{оп}\,1} &= T_{\text{ш-к}\,1}\frac{C_1}{60}\left(1+\frac{a}{100}\right)+\frac{П_1}{Q}\left(\frac{1}{i}+\frac{e}{100}\right);\\ C_{\text{оп}\,2} &= T_{\text{ш-к}\,2}\frac{C_2}{60}\left(1+\frac{a}{100}\right)+\frac{П_2}{Q}\left(\frac{1}{i}+\frac{e}{100}\right). \end{aligned}\right\} \qquad (292)$$

Здесь для упрощения расчета процента затрат на проектирование и эксплуатацию для обоих приспособлений принято $e = \text{const}$. Дальнейший расчет представляет практический интерес лишь в том случае, когда одно из приспособлений, например, второе, позволяет вести работу с большей производительностью, т. е. $T_{\text{ш-к}\,1} < T_{\text{ш-к}\,2}$, а $C_1 \geqslant C_2$ и одновременно второе приспособление дороже первого $(П_2 > П_1)$.

Найдем, при каком выпуске $Q_{\text{кр}}$ стоимость $C_{\text{оп}\,1} = C_{\text{оп}\,2}$, т. е. когда оба варианта приспособлений будут с экономической точки зрения равноценными. В этом случае

$$T_{\text{ш-к}\,1}\frac{C_1}{60}\left(1+\frac{a}{100}\right)+\frac{П_1}{Q_{\text{кр}}}\left(\frac{1}{i}+\frac{e}{100}\right)=$$

$$=T_{\text{ш-к}\,2}\frac{C_2}{60}\left(1+\frac{a}{100}\right)+\frac{П_2}{Q_{\text{кр}}}\left(\frac{1}{i}+\frac{e}{100}\right),$$

откуда

$$Q_{\text{кр}} = 60\,\frac{(П_2-П_1)\left(\frac{1}{i}+\frac{e}{100}\right)}{(T_{\text{ш-к}_1}C_1 - T_{\text{ш-к}\,2}C_2)\left(1+\frac{a}{100}\right)}. \qquad (293)$$

Следовательно, если $Q > Q_{\text{кр}}$, то предпочтение должно быть отдано второму более дорогому, но и более производительному приспособлению, а при $Q < Q_{\text{кр}}$ — наоборот. Зная величины Q и $Q_{\text{кр}}$, можно установить срок окупаемости приспособления

$$A = 12\,\frac{Q_{\text{кр}}}{Q}, \qquad (294)$$

где A — количество месяцев, через которое окупится более дорогое приспособление.

Пример. $П_1 = 250$ руб.; $П_2 = 400$ руб.; $T_{ш\text{-}к\,1} = 3$ мин; $T_{ш\text{-}к\,2} = 2{,}6$ мин; $C_1 = C_2 = 40{,}7$ коп.; $e = 20\%$; $a = 220\%$; $Q = 18\,000$ шт/год; $i = 2$ года. При этих данных

$$Q_к = 60\frac{(400-250)\left(\frac{1}{2}+\frac{20}{100}\right)}{(3-2{,}6)\,0{,}407\left(1+\frac{220}{100}\right)} \approx 12\,000 \text{ шт.} < 18\,000 \text{ шт.}$$

Срок окупаемости приспособления

$$A = 12\,\frac{12\,000}{18\,000} = 8 \text{ мес.},$$

т. е. второе приспособление, несмотря на большую его стоимость, окупится в срок менее чем через год.

Существует несколько иная методика расчета доли стоимости приспособления, приходящейся на одну операцию [8, 22], в которой учитывается выручка от реализации изношенного приспособления и процент занятости его в течение года.

Если применяется универсальное приспособление, то необходимо в формулы (291) ввести для этого вида приспособления коэффициент его использования на данной операции.

ПРИЛОЖЕНИЕ I

Значения коэффициентов C_p и показателей степени x_p, y_p, z_p и u_p в формуле (69)

Обрабатываемый материал	Вид фрезерования	Коэффициенты и показатели степени в формуле (69)				
		C_p	x_p	y_p	z_p	u_p
Сталь	Обработка цилиндрическими, концевыми и торцовыми фрезами при несимметричном резании	68	0,86	1,00	0,74	—0,86
	Обработка торцовыми фрезами при симметричном резании дисковыми и отрезными фрезами	82	1,10	0,95	0,80	—1,10
	Обработка угловыми фрезами	39	0,86	1,00	0,74	—0,86
	Обработка выпуклыми и вогнутыми фрезами	47	0,86	1,00	0,74	—0,86
Серый чугун	Обработка цилиндрическими, концевыми и торцовыми фрезами при несимметричном резании	48	0,83	1,00	0,65	—0,83
	Обработка торцовыми фрезами при несимметричном резании; обработка дисковыми и отрезными фрезами	70	1,14	0,90	0,70	—1,14

Поправочные коэффициенты K_1 для C_p при изменении угла заточки фрезы γ в ...°	γ°	+15	+10	+5	0	—5	—10	—15	—20
	K_1	0,9	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6
То же K_2 при изменении скорости резания v в м/мин	v	50	75	100	125	150	175	200	250
	K_2	1,00	0,98	0,95	0,94	0,92	0,9	0,88	0,85

Примечания: 1. При обработке алюминиевых сплавов P_z составляет 0,25 от силы при резании стали; при обработке бронзовых отливок — 0,75 от силы при резании серого чугуна. 2. При обработке вязких сталей сила фрезерования увеличивается на 75—90%; при обработке средней твердости и твердой сталей, а также чугунов повышенной твердости усилие резания повышается на 20—40%.

ПРИЛОЖЕНИЕ II

Значения C_N, x_N, y_N, p_N, q_N, w_N в формуле (76)

Тип фрезы	Материал фрезы	Обрабатываемый материал	C_N	x_N	y_N	p_N	q_N	w_N
Цилиндрические, дисковые, прорезные, отрезные и концевые	Р18	Сталь $\sigma_в = 75$ кгс/мм²	3,5					
		Чугун ковкий *HB* 150	1,54	0,86	0,72	1	0,14	
		Бронза *HB* 100—140	1,16					
		Чугун серый *HB* 190	1,54	0,83	0,65		0,17	1
Торцовые		Сталь $\sigma_в = 75$ кгс/мм²	4,22					
		Чугун ковкий *HB* 150	2,57	0,95	0,8	1,1	—0,1	
		Бронза *HB* 100—140	1,93					
		Чугун серый *HB* 190	2,57	0,9	0,72	1,14	—0,14	
Цилиндрические	Твердый сплав	Сталь $\sigma_в = 75$ кгс/мм²	5,2	0,88	0,75	1	0,13	1
Дисковые при фрезеровании пазов			13,4	0,9	0,8	1,1	—0,1	0,9
То же при фрезеровании плоскостей и уступов			14,4	0,8	0,7	0,85	—0,1	1
Концевые			0,64	0,85	0,75	1	0,27	1,13
Цилиндрические		Чугун серый *HB* 190	2,97	0,9	0,8	1	0,1	

Тип фрезы	Материал фрезы	Обрабатываемый материал	C_N	x_N	y_N	p_N	q_N	ω_N
Торцовые	Твердый сплав	Сталь $\sigma_в = 75$ кгс/мм²	4,22					
		Чугун ковкий *НВ* 150	2,57	1,1	0,8	0,95	—0,1	1
		Бронза *НВ* 100—140	2,57					
		Чугун серый *НВ* 190	1,93	1,14	0,72	0,9	—0,14	
Угловые Фасонные полукруглые	Р18	Сталь $\sigma_в = 75$ кгс/мм²	2,0 2,42	0,86	0,72	1	0,14	1

Поправочные коэффициенты на мощность для измененных условий работы

Обрабатываемый материал	K_{M_N}		K_{γ_N}	γ в ... °			K_{φ_N}	φ в ... °				
	Р18	Твердый сплав		—10	0	+10		15	30	60	75	90
Сталь	$\left(\frac{\sigma_в'}{75}\right)^{0,3}$	$\left(\frac{\sigma_в'}{75}\right)^{0,3}$		1,00	0,89	0,79		1,23	1,15	1	1,06	1,14
Чугун ковкий	$\left(\frac{HB'}{150}\right)^{0,55}$	$\frac{HB'}{150}$										
Чугун серый	$\left(\frac{HB'}{190}\right)^{0,55}$	$\frac{HB'}{190}$										

$\sigma_в'$ и HB' соответственно предел прочности при растяжении и твердость материала заготовки для конкретного случая расчета N_e

ПРИЛОЖЕНИЕ III

Подачи на зуб s_z в мм/зуб, допускаемые прочностью твердого сплава при торцовом фрезеровании

Марки твердых сплавов	s_z при обработке серого чугуна твердости *HB*			
	160—180	180—200	200—220	220—240
ВК2	0,134	0,13	0,12	0,095
ВК3	0,206	0,20	0,185	0,146
ВК6	0,45	0,434	0,402	0,32
ВК8	0,67	0,648	0,6	0,47
	s_z при обработке стали с различными $\sigma_в$ в кгс/мм²			
	50—60	70—80	90—100	110—120
Т5К10	0,33	0,23	0,172	0,136
Т14К8	0,26	0,18	0,133	0,106
Т15К6	0,21	0,145	0,108	0,085
Т30К4	0,08	0,055	0,038	0,032
Т60К6	0,074	0,051	0,037	0,029

Примечания: 1. При обработке чугуна и стали стойкость фрез составляет 100—400 мин; запас прочности твердого сплава 1,35; биение зубьев условно равно нулю. 2. При обработке чугуна износ по задней поверхности $h_з = 1$ мм; обработка без литейной корки; заточка зубьев: $\gamma_{опт} = \alpha = 14°$; $\varphi_1 = 5°$, $\varphi = 60°$; $\varphi_0 = 0{,}5\varphi$; $f = 1{,}0 \div 1{,}2$ мм. 3. При обработке стали принимается оптимальный износ по задней поверхности $\gamma_{опт}$; $\alpha_{опт}$; $\varphi = 60°$; $\varphi_1 = 0{,}5°$; $\varphi_0 = 0{,}5\varphi$; $f = 1{,}0 \div 1{,}2$ мм. 4. Табличные значения s_z должны быть уменьшены на величину биения двух соседних зубьев фрезы. 5. При коэффициенте запаса прочности, отличном от 1,35, табличные значения s_z следует умножить на поправочный коэффициент k_1:

Запас прочности	1,35	1,5	1,75	2,0	2,5
k_1	1	0,9	0,77	0,675	0,54

6. Если угол $\varphi \neq 60°$, то табличные значения s_z следует умножить на поправочный коэффициент k_2:

φ в ... °	90	75	60	45	30
k_2	0,87	0,89	1,0	1,23	1,73

ПРИЛОЖЕНИЕ IV

Значение коэффициентов и показателей степени в формуле скорости резания при работе цилиндрическими фрезами [23]

Обрабатываемый материал	Марка материала фрезы	B в мм	t в мм	s_z в мм/зуб	C_v	x_v	y_v	q_v	u_v	m	p_v
Сталь конструкционная углеродистая $\sigma_в = 75$ кг/мм²	Р18	—	—	$>0{,}1$	35,4	0,4	0,3	0,1	0,1	0,1	0,45
				$\leqslant 0{,}1$	55	0,2					
	Т15К6	$\leqslant 35$	$\leqslant 2$	$\geqslant 0{,}15$	390	0,28	0,19	0,05	0,1	0,33	0,17
			>2		443		0,38				
		>35	$\leqslant 2$		616		0,19	0,08			
			>2		700		0,38				
Чугун серый *НВ* 190	Р18	—	—	$>0{,}15$	27	0,6	0,5	0,3	0,3	0,25	0,7
				$\leqslant 0{,}15$	57,6	0,2					
	ВК6	—	$<2{,}5$	$\leqslant 0{,}2$	923	0,19	0,13	0,23	0,14	0,42	0,37
				$>0{,}2$	588	0,47					
			$\geqslant 2{,}5$	$\leqslant 0{,}2$	1180	0,19	0,40				
				$>0{,}2$	750	0,47					
Чугун ковкий *НВ* 150	Р18	—	—	$>0{,}1$	49,5	0,4	0,3	0,1	0,1	0,33	0,45
				$\leqslant 0{,}1$	77	0,2					
	ВК8	—	—	$\leqslant 0{,}18$	825	0,1	0,17	0,22	0	0,33	0,22
				$>0{,}18$	577	0,32					
Бронза БрАЖ9-4 *НВ* 100—140	Р18	—	—	$>0{,}1$	74,3	0,4	0,3	0,1	0,1	0,33	0,45
				$\leqslant 0{,}1$	115,2	0,2					

ПРИЛОЖЕНИЕ V

Значения коэффициентов и показателей степени в формуле (82) *скорости резания при работе дисковыми, торцовыми и концевыми фрезами*

Обрабатываемый материал	Тип фрез	Марка материала фрезы	s_z в мм/зуб	C_v	x_v	y_v	q_v	u_v	m	p_v
Сталь конструкционная углеродистая $\sigma_в$ = = 75 кг/мм^2	Дисковые цельные с прямым зубом	Р18	—	68,5	0,2	0,3	0,1	0,1	0,2	0,25
			>0,1	48,5	0,4					
	То же со вставными ножами		⩽0,1	75,5	0,2					
	Все виды фрез при обработке пазов	Т15К6	<0,06	1825	0,12	0,3	0,1	0	0,35	0,2
			⩾0,06	690	0,4					
	То же при обработке уступов и плоскостей		<0,12	1340	0,12	0,4	0			
			⩾0,12	740	0,4					
Чугун серый *НВ* 190	Дисковые цельные с прямым зубом	Р18	—	72	0,4	0,5	0,1	0,1	0,15	0,2
	То же со вставными ножами		—	85						
Чугун ковкий *НВ* 150	Дисковые цельные с прямым зубом	Р18	—	95,8	0,2	0,3	0,1	0,1	0,2	0,25
			>0,1	68	0,4					
	То же со вставными ножами		⩽0,1	105,8	0,2					

Бронза БрАЖ-4 *HB* 100—140	Дисковые цельные с прямым зубом	Р18	—	144	0,2	0,3	0,1	0,1	0,2	0,25
	То же со вставными ножами		>0,1	102	0,4					
			⩽0,1	158,5	0,2					
Сталь конструкционная углеродистая $\sigma_в$ = = 75 кг/мм²	Торцовые	Р18	>0,1	41	0,4	0,1	0,15	0,1	0,2	0,25
			⩽0,1	64,7	0,2					
		Т15К6	—	332	0,4	0,1	0,2	0	0,2	0,2
Чугун серый *HB* 190		ВК6	—	445	0,35	0,15	0,2	0	0,32	0,2
Чугун ковкий *HB* 150		ВК8	⩽0,18	825	0,1	0,17	0,22	0	0,33	0,22
			>0,18	577	0,32					
Бронза БрАЖ9-4 *HB* 100—140		Р18	>0,1	86,2	0,4	0,1	0,15	0,1	0,2	0,25
			⩽0,1	136	0,2					
Сталь конструкционная углеродистая $\sigma_в$ = = 75 кг/мм²	Все виды концевых фрез	Р18	—	46,7	0,5	0,5	0,1	0,1	0,33	0,45
	Концевые с коронками	Т15К6	—	200	0,26	0,24	0,1	0,13	0,37	0,44
	То же с напаянными пластинками			313						
Чугун серый *HB* 190	Концевые	Р18	—	72	0,2	0,5	0,3	0,3	0,25	0,7
Чугун ковкий *HB* 150				68,5	0,2	0,3	0,1	0,1	0,33	0,45
Бронза БрАЖ9-4 *HB* 100—140				103	0,2	0,3	0,1	0,1	0,33	0,45

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Аврутин С. В.** Рациональная работа фрезеровщика. М., «Машиностроение», 1967. 332 с.

2. **Ансеров М. А.** Приспособления для металлорежущих станков. Л., «Машиностроение», 1966. 652 с.

3. **Антонюк В. Е., Королев В. А., Башеев С. М.** Справочник конструктора по расчету и проектированию станочных приспособлений. Минск, «Беларусь», 1969. 391 с.

4. **Аршинов В. А., Алексеев Г. А.** Резание металлов и режущий инструмент. М., «Машиностроение», 1968. 480 с.

5. **Барит Г. Ю.** Основы технологии судового машиностроения. Л., «Судостроение», 1972. 248 с.

6. **Блюмберг В. А.** Справочник фрезеровщика. Л., «Машиностроение», 1972. 360 с.

7. **Болотин Х. Л., Костромин Ф. П.** Станочные приспособления. М., «Машиностроение», 1973. 344 с.

8. **Великанов К. М.** Определение экономической эффективности вариантов механической обработки деталей. Л., «Машиностроение», 1970. 240 с.

9. **Горошкин А. К.** Приспособления для металлорежущих станков. Справочник. М., «Машиностроение», 1971. 384 с.

10. **Грановский Г. И.** Металлорежущий инструмент. М., Машгиз, 1954. 315 с.

11. **Климов В. И., Лернер А. С.** Справочник инструментальщика-конструктора. Москва — Свердловск, Машгиз, 1958. 608 с.

12. **Кован В. М.** Расчет припусков на обработку в машиностроении. Справочное пособие. М., Машгиз, 1953. 208 с.

13. **Кован В. М., Корсаков В. С.** Основы технологии машиностроения. М., «Машиностроение», 1965. 492 с.

14. **Копылов Р. Б.** Работа на фрезерных станках. Лениздат, 1971. 416 с.

15. **Корсаков В. С.** Основы конструирования приспособлений в машиностроении. М., «Машиностроение», 1971. 288 с.

16. **Корсаков В. С.** Основы технологии машиностроения. М., «Высшая школа», 1974. 335 с.

17. **Корсаков В. С.** Точность механической обработки. М., Машгиз, 1961. 380 с.

18. **Косов Н. П.** Фрезерные приспособления новаторов. Ростовское книжное изд-во, 1964. 143 с.

19. **Левитский Н. И.** Кулачковые механизмы. М., «Машиностроение», 1964. 288 с.

20. **Лосев С. А.** Многоинструментальная обработка фрезерованием. Л., «Машиностроение», 1965. 124 с.

21. **Маталин А. А.** Точность механической обработки и проектирование технологических процессов. Л., «Машиностроение», 1970. 317 с.

22. **Методика** расчета экономической эффективности новой техники в машиностроении. Под ред. К. М. Великанова. Л., «Машиностроение», 1967. 500 с.

23. **Общемашиностроительные** нормативы режимов резания и времени для технического нормирования работ на металлорежущих станках. М., «Машиностроение», 1967. 316 с.

24. **Оглоблин А. Н.** Справочник фрезеровщика. Изд. 2-е, Л., Машгиз, 1962. 467 с.

25. **Петров Н. К., Романов П. П.** Наборы фрез в серийном машиностроении. Л., Машгиз, 1948. 108 с.

26. **Плотицын В. Г.** Высокопроизводительное фрезерование. Лениздат, 1944. 84 с.

27. **Плотицын В. Г.** Технология фрезерных работ. Л., «Машиностроение», 1964. 124 с.
28. **Резников Н. И.** Учение о резании металлов. М., Машгиз, 1953. 587 с.
29. **Решетов Л. Н.** Кулачковые механизмы. М., Машгиз, 1953. 427 с.
30. **Соколовский А. П.** Научные основы технологии машиностроения. Л., Машгиз, 1955. 516 с.
31. **Соколовский А. П.** Расчеты точности обработки на металлорежущих станках. М. — Л., Машгиз, 1952. 288 с.
32. **Справочник** нормировщика-машиностроителя. Под ред. Е. И. Стружестраха. Т. 2, М., Машгиз, 1961. 892 с.
33. **Труды** семинара по теории машин и механизмов. М., Изд-во АН СССР, 1953. Т. 13, вып. 50. 100 с.
34. **Уткин Н. Ф.** Приспособления для механической обработки. Лениздат, 1969. 299 с.
35. **Цапорин Ю. А., Кузнецов Ю. Н.** Основы конструирования пневматических и гидравлических приспособлений. М., Машгиз, 1961. 360 с.
36. **Шаумян Г. А.** Автоматы. М., Машгиз, 1955. 528 с.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие 3

Глава I. Погрешности обработки на фрезерных станках 5

1. Виды погрешностей и их суммирование . . . . . —
2. Расчет погрешностей базирования заготовки 8
3. Погрешности обработки, вызванные упругой деформацией системы СПИД 25
4. Погрешности станка 27
5. Погрешности, связанные с размерным изнашиванием зубьев фрезы 30
6. Расчет наладки по методу пробных заготовок 32
7. Наладка по эталонам 38
8. Погрешности, вызванные температурными деформациями . . . 42

Глава II. Технологические параметры фрезерования 44

9. Расчет элементов процесса резания . . . . . —
10. Силовые зависимости 52
11. Расчет оптимальных режимов фрезерования 54

Глава III. Расчет набора фрез 58

12. Расчет осевых размеров наборов фрез . . . . . —
13. Определение предельных диаметральных размеров фрез в наборе 62
14. Расчет набора установочных колец 67
15. Равномерность процесса резания при работе набором фрез . . 69

Глава IV. Расчет зажимных устройств фрезерных приспособлений 75

16. Определение схемы сил . . . . . —
17. Силовые приводы 80
18. Рычажные механизмы и прихваты 85
19. Клиновые зажимы 88
20. Зажим эксцентриком 100
21. Шарнирно-рычажные зажимы 105
22. Механизмы с зубчатой рейкой 111
23. Расчет основных параметров пневматических и гидравлических приводов 112

Глава V. Расчет координат установки фрез 122

24. Установка угловых фрез при обработке канавок на цилиндрических заготовках . . . . . —
25. Установка дисковых фрез при обработке косых и винтовых пазов 132
26. Установка фрез при обработке торцовых кулачков и зубьев 138
27. Установка фрез при обработке канавок на конической поверхности 143

Глава VI. Фрезерование фасонных контуров и поверхностей 148

28. Схемы фрезерования . . . . . —
29. Основные параметры копировальных устройств, выполненных по поступательно-вращательной схеме 153
30. Приведенные коэффициенты трения копировальных систем . . 160
31. Определение размеров ролика копировального пальца и расстояния между осями ролика и фрезы 168

32. Построение профиля копира для поступательно-вращательных схем с аксиальным расположением фрезы и копировального пальца 170
33. Построение профиля копира для поступательно-вращательных схем с дезаксиальным расположением фрезы и копировального пальца 176
34. Построение профиля универсальных копиров 182
35. Кинематический метод фрезерования кулачков с использованием делительной головки 187
36. Фрезерование шаровых поверхностей 192
37. Расчет основного времени при фрезеровании фасонных профилей 194

Глава VII. Технико-экономическая оценка фрезерных операций 203

38. Технико-экономические показатели по фрезерным операциям —
39. Стоимость режущего и мерительного инструмента 208
40. Экономическая эффективность приспособлений 210

Приложения 213

Список литературы 220

Валентин Георгиевич **Плотицын**

НАЛАДКА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКОВ

Редактор издательства *В. И. Калганова*
Технический редактор *В. Ф. Костина*
Переплет художника *И. М. Сенского*
Корректор *Л. Н. Нефедова*

Сдано в набор 29/X 1975 г. Подписано к печати 13/IV 1976 г. М-22205
Формат издания 60×90 1/16. Бумага типографская № 2. Печ. л. 14,0
Уч.-изд. л. 12,6. Тираж 20000 экз. Зак. № 629. Цена 77 коп.

Ленинградское отделение издательства «МАШИНОСТРОЕНИЕ»
191065, Ленинград, Д-65, ул. Дзержинского, 10

Ленинградская типография № 6 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли
193144, Ленинград, С-144, ул. Моисеенко, 10

77 коп.

„МАШИНОСТРОЕНИЕ“

В. Г. ПЛОТНИКОВ НАЛАДКА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКОВ